

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

Felix Johannes Wirth

**Prozessgeregelte Formgebung
von Hairpin-Steckspulen
für elektrische Traktionsmotoren**

Band 289



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
Prof. Dr.-Ing. Frederik Zanger

Felix Johannes Wirth

**Prozessgeregelte Formgebung
von Hairpin-Steckspulen
für elektrische Traktionsmotoren**

Band 289

Prozessgeregelte Formgebung von Hairpin-Steckspulen für elektrische Traktionsmotoren

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Maschinenbau des
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

angenommene

Dissertation

von

Felix Johannes Wirth, M.Sc.

aus Bad Mergentheim

Tag der mündlichen Prüfung: 21. November 2024

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., 2024

Copyright Shaker Verlag 2025

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

Printed in Germany.

Print-ISBN 978-3-8440-9751-1
PDF-ISBN 978-3-8440-9851-8
ISSN 2944-6430
eISSN 2944-6449
<https://doi.org/10.2370/9783844098518>

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, nachhaltiger und wirtschaftlicher Technologien stellt den entscheidenden Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen dar. Universitäten können als "Wertschöpfungspartner" einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, indem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund wird im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit der Leistungssteigerung von additiven und subtraktiven Fertigungsverfahren, den Produktionsanlagen und der Prozessautomatisierung sowie mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung von Produktionssystemen und -netzwerken. 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

Prof. Dr.-Ing. Frederik Zanger

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Dissertation ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter, Gruppenleiter und Oberingenieur von 2017 bis 2023 am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) entstanden.

Mein Dank gilt zuvorderst Herrn Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer, der nicht nur meine Promotion als Hauptreferent betreut, sondern sowohl durch sein Vertrauen als auch sein fortwährendes Fordern und Fördern wesentlich zu meiner persönlichen Entwicklung beigetragen hat. Des Weiteren danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke für sein Interesse an meiner Forschungsarbeit und die Übernahme des Korreferats sowie Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Albert Albers für den Prüfungsvorsitz.

Meinen früheren Kolleginnen und Kollegen aus den wissenschaftlichen, technischen und administrativen Bereichen des wbk danke ich für die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre am Institut und die stete Unterstützung. Für die vertrauensvolle Zusammenarbeit und kritischen Diskussionen möchte ich vor allem Johannes Gerner, Philipp Gönzheimer, Maximilian Halwas, Ludwig Hausmann, Dominik Mayer und Wilken Wößner sowie Frau Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza und Anne-Sophie Rossol danken.

Für das Korrekturlesen der Dissertation gilt mein herzlicher Dank Johannes Gerner, Ludwig Hausmann und Anne-Sophie Rossol. Weiterhin danke ich allen Studierenden, die meine Arbeit am Institut über die Jahre hinweg unterstützt und mit ihrem großen Engagement zum Gelingen meiner Promotion beigetragen haben.

Abschließend möchte ich mich besonders bei meinen Eltern und meiner Schwester für ihre bedingungslose Unterstützung bedanken, ohne die weder mein Studium noch meine Promotion möglich gewesen wäre. Mein persönlicher Dank gilt zudem meinen Patenkindern, deren unbeschwerte Lebensfreude entscheidend dazu beigetragen hat, die kleinen und großen Herausforderungen der vergangenen Jahre zu meistern.

Karlsruhe, im November 2024

Felix Wirth

Kurzfassung

Die Dekarbonisierung des Verkehrssektors stellt einen zentralen Baustein der globalen Klimaschutzstrategien zur Umsetzung des 2015 geschlossenen „Übereinkommen von Paris“ dar. Die Leistung und Effizienz von elektrifizierten Antriebssystemen werden maßgeblich durch den elektrischen Traktionsmotor bestimmt. Um den produkt- und produktionsspezifischen Anforderungen der Automobilindustrie gerecht zu werden, müssen innovative Technologien zur Fertigung von hochwertigen Statorwicklungen entwickelt und für den industriellen Einsatz befähigt werden. Eine für die Fertigung der verteilten Wicklungen drehmomentstarker Synchronmaschinen geeignete Prozesskette wird durch die Hairpin-Technologie beschrieben. Der Innovationsgrad der auch als Steckwicklung bekannten Hairpin-Wicklung basiert auf der Substitution von biegeschlaffen Runddrähten durch massive Flachdrähte; die Prozesskette umfasst im Kern vier Prozessschritte: die Formgebung von Hairpin-Steckspulen, das Setzen und axiale Einbringen von Hairpin-Körben in das Statorblechpaket sowie das Verschränken und Kontaktieren der offenen Spulenenden. Trotz der erfolgreichen Anwendung in der Produktion von Startergeneratoren gehen mit der Komplexität elektrischer Traktionsmotoren, den Wechselwirkungen der Prozessschritte und dem Innovationsgrad der eingesetzten Fertigungs- und Montageprozesse noch immer Herausforderungen hinsichtlich der Robustheit der Prozesskette gegenüber material- und maschinenspezifischen Störgrößen einher. Da die Formgebung der Hairpin-Steckspulen aus Kupferflachdraht einen wesentlichen Einfluss auf die nachgelagerten Prozessschritte aufweist, werden in der vorliegenden Dissertation spezifische Methoden zur Analyse, Modellierung und modellbasierten Regelung von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen eingeführt. Darüber hinaus werden in numerischen Sensitivitätsstudien material- und maschinenspezifische Einflussgrößen auf den Biegeprozess analysiert sowie Wirkbeziehungen zwischen produktseitigen Qualitätsmerkmalen und prozesseitigen Steuergrößen identifiziert. Auf Grundlage der experimentell validierten Methodik zur modellbasierten Prozessregelung kann die Robustheit von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen gesteigert werden. Weiterhin wird eine signifikante Verkürzung der für eine iterative Prozessoptimierung notwendigen Inbetriebnahmezeiten ermöglicht. Hierdurch können sowohl Zeit und Kosten im entwicklungsbegleitenden Prototypenbau sowie dem Produktionsanlauf verringert als auch fertigungsbedingter Ausschuss und aus Formgebungsfehlern resultierende Stillstandszeiten in der Serienproduktion minimiert werden.

Abstract

The decarbonization of the transportation sector is an essential element of the global strategies to achieve the climate goals of the “Paris Agreement”, negotiated in 2015. The performance and efficiency of electrified drive systems are mainly determined by the electric traction motor. In order to meet the product- and production-specific requirements of the automotive industry, innovative technologies for the manufacturing of high-quality stator windings must be developed and enabled for industrial use. The hairpin technology is a process chain which is particularly suitable for manufacturing distributed windings of high-torque synchronous machines. The novelty of hairpin windings is principally based on the substitution of limp round wires by solid rectangular wires with a large cross-sectional area; the process chain consists of four main process steps: the forming of hairpin coils, the composing and axial inserting of hairpin baskets into the insulated stator lamination stack, as well as the twisting and contacting of the open coil endings. Although the manufacturing technology has already been successfully applied to the high-volume production of starter generators, the increased complexity of electric traction motors, the numerous interdependencies of the process steps, and the high degree of innovation in the manufacturing and assembly processes pose challenges with regard to the robustness of the processes against material- and machine-specific disturbances. Since the forming of the hairpin coils has a significant influence on the downstream process steps, this dissertation introduces specific methods for the analysis, the modeling and the model-based closed-loop control of sequential tool-bound bending processes. In addition, numerical sensitivity studies are conducted to analyze the effect of material- and machine-specific influencing variables on the bending process. Furthermore, interdependencies between product-specific quality characteristics and process variables are identified. Based on the validated methodology for model-based closed-loop control, the robustness of sequential tool-bound bending processes for hairpin coils can be increased. Moreover, iterative optimization cycles of the data-based process variables can be significantly accelerated. Therefore, time and costs can be reduced during the periods of product development and production ramp-up, as well as scrap and downtimes due to geometric defects of hairpin coils can be minimized in high-volume production.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungsverzeichnis	V
Formelverzeichnis	VII
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	2
1.2 Zielsetzung	4
1.3 Aufbau der Arbeit	5
2 Grundlagen	7
2.1 Aufbau und Funktionsweise elektrischer Traktionsmotoren	7
2.2 Prozessketten zur industriellen Statorfertigung	11
2.2.1 Herstellung und Qualitätsmerkmale von Kupferflachdraht	11
2.2.2 Prozessketten zur Herstellung von Statorwicklungen	14
2.2.3 Prozesskette zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Technologie	18
2.3 Prozessmodellierung in der Wickel- und Profilbiegetechnik	28
2.3.1 Analytische und numerische Prozessmodellierung	29
2.3.2 Datenbasierte Prozessmodellierung	33
2.4 Prozessregelung in der Fertigungstechnik	36
2.4.1 Klassifikation von Regelungssystemen	38
2.4.2 Datenbasierte Regelungssysteme	42
2.5 Zusammenfassung der technischen und methodischen Grundlagen	43
3 Stand der Forschung und Technik	45
3.1 Formgebung von Hairpin-Steckspulen	45
3.1.1 Eigenschaften und Qualitätsmerkmale von Hairpin-Steckspulen	45
3.1.2 Klassifikation von Hairpin-Steckspulen	54
3.1.3 Biegetechnologien zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen	60
3.1.4 Biegemaschinen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen	68
3.2 Modellbasierte Optimierung von Fertigungsprozessen für Statorwicklungen	70

3.2.1	Modellbildung und Optimierung von Runddraht-Wickelprozessen	71
3.2.2	Modellbildung und Optimierung von Flachdraht-Biegeprozessen	72
3.3	Regelung von Profilbiegeprozessen	76
3.3.1	Regelungssysteme für das kinematische Profilbiegen	77
3.3.2	Regelungssysteme für das sequenzielle werkzeuggebundene Profilbiegen	79
3.3.3	In-Process-Messmethoden für das Biegen von Rohren und Profilen	80
3.3.4	Off-Process-Messmethoden für das Biegen von Rohren und Profilen	81
3.4	Forschungsdefizit	83
4	Lösungsansatz und Vorgehensweise	86
4.1	Lösungsansatz	87
4.1.1	Analyse und Modellierung von Hairpin-Formgebungsprozessen	87
4.1.2	Modellbasierte Optimierung der Fertigungsgenauigkeit	89
4.2	Konzeption des Regelungssystems	91
5	Modellierung von Hairpin-Biegeprozessen	94
5.1	Modellierung der Materialeigenschaften von Kupferflachdraht	94
5.1.1	Methodik zur experimentellen Materialcharakterisierung	97
5.1.2	Methodik zur effizienten Modellierung des mechanischen Werkstoffverhaltens von lackisoliertem Kupferflachdraht	108
5.1.3	Modellierung von Fertigungseinflüssen auf die Isolationsfestigkeit	113
5.2	Implementierung des numerischen Prozessmodells	120
5.2.1	Diskretisierung von Maschine und Werkstück	120
5.2.2	Modellierung des Material- und Kontaktverhaltens	122
5.2.3	Modellierung der Maschinenkinematik und des Prozessablaufes	123
5.2.4	Verifikation des numerischen Prozessmodells	125
5.2.5	Validierung des numerischen Prozessmodells	126
5.3	Numerische Sensitivitäts- und Einflussanalysen	130
5.3.1	Einfluss von Drahttoleranzen auf die Fertigungsgenauigkeit	130
5.3.2	Einfluss von Maschinentoleranzen auf die Fertigungsgenauigkeit	139
5.3.3	Analyse von Produkt-Prozess-Wechselwirkungen	145
5.4	Metamodellierung des numerischen Prozessmodells	160

5.4.1	Metamodellierung mittels künstlicher neuronaler Netze	161
5.4.2	Metamodellierung mittels linearer Regression	164
5.4.3	Verifikation des datenbasierten Metamodells	165
6	Implementierung der Prozessregelung	168
6.1	Implementierung des Regelgliedes	169
6.1.1	Implementierung des linearen Regelungsalgorithmus	171
6.1.2	Implementierung des modellbasierten Regelungsalgorithmus	172
6.2	Implementierung des Führungsgrößenbildners	173
6.2.1	Identifikation der Profilmittellinie und Querschnittsorientierungen	174
6.2.2	Segmentierung der Profilmittellinie	176
6.2.3	Merkmalsextraktion zur Beschreibung der Geometrieelemente	177
6.2.4	Verifikation des Führungsgrößenbildners	179
6.3	Implementierung des Messgliedes	180
6.3.1	Off-Machine-Messglied zur vollständigen 3D-Geometrieerfassung	180
6.3.2	In-Process-Messglied zur iterativen 2D-Geometrieerfassung	181
6.4	Maschinenmodul zur prozessgeregelten Hairpin-Formgebung	184
6.4.1	Konzeption und mechanische Konstruktion des Maschinenmoduls	186
6.4.2	Konzeption und Implementierung des Steuerungssystems	195
7	Validierung des Lösungsansatzes	201
7.1	Versuchsaufbau und Validierungsmethodik	201
7.2	Ergebnisse der experimentellen Versuchsreihen	203
7.2.1	Versuchsreihen am Referenzdraht mit $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$	203
7.2.2	Versuchsreihe am Vergleichsdraht mit $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$	207
7.2.3	Versuchsreihe am Vergleichsdraht mit $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$	208
7.3	Diskussion der Versuchsergebnisse	209
7.4	Bewertung des Lösungsansatzes	212
8	Zusammenfassung und Ausblick	214
8.1	Zusammenfassung	214
8.2	Ausblick	218

Publikationsliste des Verfassers	220
Literaturverzeichnis	223
Abbildungsverzeichnis	I
Tabellenverzeichnis	IX
Anhang	XII
A1 Forschungsarbeiten zur Auslegung von Hairpin-Wicklungen	XII
A2 Geometrieklassifikation von Hairpin-Steckspulen	XVI
A3 Biegeverfahren zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen	XIX
A4 Modellierungsmethoden in der Wickeltechnik	XXI
A5 Prozessregelungen in der Rohr- und Profilbiegetechnik	XXIV
A6 Materialmodellierung von lackisoliertem Kupferflachdraht	XXV
A7 Werkstoffeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht	XXVI
A8 Konvergenzstudien zur Verifikation des Prozessmodells	XXVII
A9 Produkt-Prozess-Wechselwirkungen der Rückfederung	XXVIII
A10 Produkt-Prozess-Wechselwirkungen der Leiterdicke	XXXII
A11 Produkt-Prozess-Wechselwirkungen der Leiterbreite	XXXVI

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bezeichnung
2D	Zweidimensionalität (zweidimensional, eben)
3D	Dreidimensionalität (dreidimensional, räumlich)
Abaqus	Simulationsumgebung Abaqus CAE der Dassault Systèmes SE
AC	Wechselstrom (Alternating Current)
ASM	Asynchronmaschine
BF	Flexibler Biegeprozess
BW	Werkzeuggebundener Biegeprozess
BOP	Biegeoperation im Kontext der Hairpin-Formgebung
B _{h,l}	Spulensegment mit Hochkantbiegung und großem Biegeradius
B _{h,s}	Spulensegment mit Hochkantbiegung und kleinem Biegeradius
B _{w,l}	Spulensegment mit Flachkantbiegung und großem Biegeradius
B _{w,s}	Spulensegment mit Flachkantbiegung und kleinem Biegeradius
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engineering
Cu-ETP	Sauerstoffhaltiges Elektrokupfer (Electrolytic-Tough-Pitch Copper) mit der Werkstoffbezeichnung CW004A
Cu-OFE	Sauerstofffreies Elektrokupfer (Oxygen-Free Electronic Copper) mit der Werkstoffbezeichnung CW009A
DC	Gleichstrom (Direct Current)
E-Modul	Elastizitätsmodul
ER	Spulensegment mit Umkehrbiegung um 180°
ES	Spulensegment ohne signifikante Krümmung (Geradensegment)
ET	Spulensegment mit Torsionsüberlagerung von bis zu 180°
EXP	Experiment (physisch)
Fe	Eisen (chemisches Element)
FEM	Finite-Elemente-Methode
FSM	Fremderregte Synchronmaschine
GUI	Grafische Benutzeroberfläche (Graphical User Interface)
IGES	Datenformat für Geometrie- und Produktdaten

HMI	Benutzerschnittstelle (Human Machine Interface)
KNN	Künstliches neuronales Netz (Artificial Neural Network)
MAE	Mittlerer absoluter Fehler (Mean Absolute Error)
MATLAB	Softwareumgebung für num. Berechnungen der MathWorks Inc.
MSE	Mittlerer quadratischer Fehler (Mean Squared Error)
MW	Mittelwert
NaCl	Kochsalz (Natriumchlorid)
NC	Numerische Steuerung (Numerical Control)
O	Sauerstoff (chemisches Element)
OEE	Gesamtanlageneffektivität (Overall Equipment Effectiveness)
P	Phosphor (chemisches Element)
PAI	Polyamidimid
Pb	Blei (chemisches Element)
PEEK	Polyetheretherketon
PESI	Polyesterimid – häufig auch als PEI bezeichnet
PI	Polyimid
Pkw	Personenkraftwagen
PSM	Permanenterregte Synchronmaschine
Python	Programmiersprache der Python Software Foundation
S	Schwefel (chemisches Element)
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung
STDA	Standardabweichung
STL	Datenformat für triangulierte Geometriedaten (Oberflächen)
STEP	Datenformat für Geometrie- und Produktdaten

Formelverzeichnis

Formelzeichen	Größe	Einheit
a_c	Aspektverhältnis eines Flachleiters als Quotient von Leiterbreite und Leiterdicke	–
a_w	Aspektverhältnis eines Flachdrahtes als Quotient von Drahtbreite und Drahtdicke	–
A_c	Querschnittsfläche eines Flachleiters	mm ²
A_p	Kontaktfläche eines Werkzeuges mit der Isolationsbeschichtung eines Flachdrahtes	mm ²
A_w	Querschnittsfläche eines Flachdrahtes unter Einbeziehung der Primärisolation	mm ²
c_s	Kopfprägung einer Hairpin-Steckspule	mm
D_{3PB}	Durchmesser des Biegestempels im 3-Punkt-Biegeversuch	mm
$\dot{\epsilon}_e$	Technische Dehnrate (Prüfgeschwindigkeit) im elastischen Bereich der Zugprüfung	s ⁻¹
$\dot{\epsilon}_p$	Technische Dehnrate (Prüfgeschwindigkeit) im plastischen Bereich der Zugprüfung	s ⁻¹
E	Elastizitätsmodul (E-Modul)	GPa
$F_{iso}^{U_{DC}}$	Druckkraft beim Versagen der Primärisolation eines Flachdrahtes bei der Prüfspannung U_{DC}	N
h_c	Dicke eines Kupferflachleiters	mm
h_w	Dicke eines isolierten Kupferflachdrahtes	mm
I_B	Axiales Flächenträgheitsmoment eines Werkstücks in Biegerichtung	mm ⁴
$I_{h,c}$	Axiales Flächenträgheitsmoment eines Flachleiters in Dickenrichtung	mm ⁴
$I_{p,c}$	Polares Flächenträgheitsmoment eines Flachleiters als Summe von $I_{h,c}$ und $I_{w,c}$	mm ⁴
$I_{w,c}$	Axiales Flächenträgheitsmoment eines Flachleiters in Breitenrichtung	mm ⁴
k_f^{HS}	Fließkurve nach Hockett-Sherby-Extrapolation	MPa
k_f^{Swift}	Fließkurve nach Swift-Extrapolation	MPa

k_{h1}		MPa
k_{h2}	Fließkurvenextrapolationskoeffizienten	MPa
k_{h3}	nach Hockett-Sherby (vgl. k_f^{HS})	–
k_{h4}		–
k_{s1}	Fließkurvenextrapolationskoeffizienten	MPa
k_{s2}	nach Swift (vgl. k_f^{Swift})	10^{-2}
k_{s3}		10^{-1}
l_{3PB}	Auflagerabstand im 3-Punkt-Biegeversuch	mm
$l_s^l \mid l_s^r$	Länge des linken bzw. rechten Schenkels einer Hairpin-Steckspule	mm
L_0	Anfangsmesslänge einer Probe im Zugversuch	mm
L_c	Parallele Länge einer Probe im Zugversuch	mm
L_t	Gesamtlänge einer Probe im Zugversuch	mm
M_B	Biegemoment	Nm
M_B^e	Elastischer Anteil eines Biegemomentes M_B	Nm
M_B^p	Plastischer Anteil eines Biegemomentes M_B	Nm
r_c^i	Kantenradius i eines Flachleiters	mm
\bar{r}_c	Mittlerer Kantenradius eines Flachleiters	mm
r_w^i	Kantenradius i eines isolierten Flachdrahtes	mm
\bar{r}_w	Mittlerer Kantenradius eines isolierten Flachdrahtes	mm
R	Biegeradius unter Belastung	mm
R^e	Biegeradius äquivalent zur elast. Rückfederung	mm
R^p	Biegeradius nach Rückfederung	mm
R_0	Biegeradius der ursprünglichen mittleren Faser	mm
R_{3PB}	Auflagerradien im 3-Punkt-Biegeversuch	mm
R_e	Streckgrenze	MPa
R_m	Zugfestigkeit	MPa
$R_{p0,2}$	Dehngrenze bei 0,2 % plastischer Dehnung	MPa
R_W	Biegeradius einer Biegeform (Biegewerkzeug)	mm
s	Bogenlänge einer Hairpin-Steckspule	mm

$s_{0/1}^i$	Integrationsgrenzen des i -ten Geometrie- elementes einer Hairpin-Steckspule mit Bezug zur Bogenlänge	mm
s_0	Ausgangsdicke eines Werkstücks in der Biegeebene	mm
$s_{(\cdot)}^R$	Stellwert der Biegeposition im Rotationszug- biegezyklus des Maschinenmoduls	mm
\bar{t}_{iso}	Mittlere Isolationsschichtdicke eines Flach- drahtes als Mittelwert der Isolationsschicht- dicken in Breiten -und Dickenrichtung	μm
U_{DC}	Gleichspannung zur Prüfung der Primär- isolation eines Flachdrahtes im Salzbadtest	kV
w_c	Breite eines Kupferflachleiters	mm
w_w	Breite eines isolierten Kupferflachdrahtes	mm
w_s	Spulenweite einer Hairpin-Steckspule	mm
$w_s^i \mid w_s^o$	Spulenweite einer Hairpin-Steckspule mit Innen- bzw. Außenbezug	mm
y_0	Abstand einer spezifischen Faser eines Werkstücks von der ursp. mittleren Faser	mm
y_D	Verlagerung der dehnungsfreien Faser eines Werkstücks im Biegeprozess	mm
y_D^0	Abstand der dehnungsfreien Faser eines Werkstücks von der ursp. mittleren Faser	mm
y_G	Verlagerung der Grenzdehnungsfaser eines Werkstücks im Biegeprozess	mm
y_G^0	Abstand der Grenzdehnungsfaser eines Werkstücks von der ursp. mittleren Faser	mm
y_M	Verlagerung der mittleren Faser eines Werkstücks im Biegeprozess	mm
y_{uM}	Verlagerung der ursprünglichen mittleren Faser eines Werkstücks im Biegeprozess	mm
α	Biegewinkel unter Biegebelastung	deg
α^i	Biegewinkel des i -ten Geometrieelementes einer Hairpin-Steckspule	deg
$\alpha_{(\cdot)}^R$	Stellwert des Biegewinkels im Rotationszug- biegezyklus des Maschinenmoduls	deg

β_s	Winkelabweichung des von den Schenkeln einer Hairpin-Steckspule umfassten Winkels	deg
$\gamma_s^{t,l} \mid \gamma_s^{t,r}$	Winkelabweichung des linken bzw. rechten Schenkels einer Hairpin-Steckspule in Tangentialrichtung	deg
$\gamma_s^{r,l} \mid \gamma_s^{r,r}$	Winkelabweichung des linken bzw. rechten Schenkels einer Hairpin-Steckspule in Radialrichtung	deg
ε	Dehnung eines Werkstücks unter Biegebelastung in Umfangsrichtung	–
ε_R	Randfaserdehnung eines Werkstücks unter Biegebelastung in Umfangsrichtung	–
κ	Krümmung einer Hairpin-Steckspule	mm ⁻¹
κ_w	Krümmung einer Hairpin-Steckspule in Normalenrichtung (Flachkantbiegung)	mm ⁻¹
κ_h	Krümmung einer Hairpin-Steckspule in Binormalenrichtung (Hochkantbiegung)	mm ⁻¹
μ_r	Coulomb'scher Reibungskoeffizient (Reibwert)	–
σ	Spannung eines Werkstücks unter Biegebelastung in Umfangsrichtung	MPa
$\sigma_{iso}^{U_{DC}}$	Druckspannung beim Versagen der Primär-isolation eines Flachdrahtes bei der Prüfspannung U_{DC}	MPa
φ	Umformgrad als plastischer Anteil der wahren Dehnung	–
e_r	Richtungsvektor einer Hairpin-Steckspule in Radialrichtung des Stators	mm
e_t	Richtungsvektor einer Hairpin-Steckspule in Umfangsrichtung des Stators	mm
e_x	x-Achse eines globalen Koordinatensystems	mm
e_y	y-Achse eines globalen Koordinatensystems	mm
e_z	z-Achse eines globalen Koordinatensystems	mm
$e_x^{(\cdot)}$	x-Achse eines lokalen Koordinatensystems	mm
$e_y^{(\cdot)}$	y-Achse eines lokalen Koordinatensystems	mm
$e_z^{(\cdot)}$	z-Achse eines lokalen Koordinatensystems	mm

$\mathbf{n}^l \mid \mathbf{n}^r$	Normalenvektor des linken bzw. rechten Schenkels einer Hairpin-Steckspule	mm
\mathbf{v}_S^i	Regressionsvektor des i -ten Geradensegmentes einer Hairpin-Steckspule	mm
c	Zielgröße eines Regelungssystems	
e	Regeldifferenz eines Regelungssystems	
m	Reglerausgangsgröße eines Regelungssystems	
p	Parametervektor im Kontext eines modellbasierten Regelungssystems	
q	Aufgabengröße eines Regelungssystems	
r	Rückführgröße eines Regelungssystems	
w	Führungsgröße eines Regelungssystems	
x	Regelgröße eines Regelungssystems	
y	Stellgröße eines Regelungssystems	
z	Störgröße eines Regelungssystems	
$f(\cdot)$	Funktion mit skalarem Funktionswert	
$f^{-1}(\cdot)$	Umkehrfunktion mit skalarem Funktionswert	
$\mathbf{f}(\cdot)$	Funktion mit vektoriellem Funktionswert	
$\mathbf{f}^{-1}(\cdot)$	Umkehrfunktion mit vektoriellem Funktionswert	
$(\cdot)_{2D}$	Wert einer zweidimensionalen Größe	
$(\cdot)_{3D}$	Wert einer dreidimensionalen Größe	
$(\cdot)^i$	Wert einer Größe zum aktuellen Zeitpunkt i	
$(\cdot)^{i-n}$	Wert einer Größe zum hist. Zeitpunkt $i - n$	
$(\cdot)_{lin}$	Größe mit Bezug zu einem linearen Modell	
$(\cdot)_{mod}$	Größe mit Bezug zu einem datenbasierten Modell, z. B. künstlichen neuronalen Netz	
$\widehat{(\cdot)}$	Schätz- bzw. Prognosewert einer Größe	

1 Einleitung

Der „European Green Deal“ der Europäischen Union zur Umsetzung des 2015 geschlossenen **Klimaschutzabkommens von Paris** sowie staatliche Entwicklungs- und Förderprogramme wie der „New Energy Vehicle Industry Development Plan“ der Volksrepublik China und der „Inflation Reduction Act“ der Vereinigten Staaten von Amerika führen zu einem technologischen Wandel des Verkehrssektors (Fleischer et al. 2021b). Mit dem Transformationsprozess von konventionellen hin zu elektrifizierten Antriebskonzepten gehen in den globalen Leitmärkten der Automobilindustrie **steigende Marktanteile** von **hybrid- und vollelektrischen Personenkraftwagen** einher (Stanek et al. 2021, S. 41–47). Nach technologieoffenen Analysen von (Stoll 2023, S. 178–182) weisen batterieelektrische Fahrzeuge aufgrund des hohen Wirkungsgrades vollelektrischer Antriebssysteme in Nutzungsszenarien mit mittlerer bis hoher Belastung den geringsten Energiebedarf aller relevanten Antriebskonzepte auf. Vor diesem Hintergrund ist mittel- bis langfristig auch im Bereich der leichten und schweren Nutzfahrzeuge von einer zunehmenden Elektrifizierung auszugehen (Neuhausen et al. 2022, S. 27 f.). Da das hohe Gewicht vollelektrischer Fahrzeuge im innerstädtischen Verkehr zu einem erhöhten Energiebedarf führt (Stoll 2023, S. 181), geht mittelfristig jedoch auch mit dem Einsatz von hybridelektrischen Antriebssystemen ein hohes Potenzial zur Emissionsreduktion einher (Grumbach et al. 2021).

Die Leistung und Effizienz von Fahrzeugen mit elektrifiziertem Antriebssystem werden unabhängig von der spezifischen Elektrifizierungstechnologie maßgeblich durch den **elektrischen Traktionsmotor** bestimmt (Fleischer et al. 2021b). Neben der Wandlung elektrischer Energie zum mechanischen Vortrieb des Fahrzeuges ermöglicht der elektrische Traktionsmotor im generatorischen Betrieb die Rekuperation von Bewegungsenergie und damit die Erhöhung der Effizienz und Reichweite des Antriebssystems (Doppelbauer 2020, 107–108). Die automobilen Anforderungen unterscheiden sich hinsichtlich der **Standardisierung, Taktzeit und Qualität** in der Produktion (Kampker et al. 2017) sowie der Volumen- und Massenleistungsdichte des elektrischen Traktionsmotors (Doppelbauer 2020, S. 50–52) von etablierten Anwendungen elektrischer Maschinen in der Haushalts- und Elektroindustrie sowie dem Maschinen- und Anlagenbau. Um die für eine flächendeckende Elektrifizierung des Verkehrssektors notwendigen Rahmenbedingungen zu schaffen, müssen daher **neuartige Produktionstechnologien** entwickelt und für den industriellen Einsatz befähigt werden. (Halwas et al. 2020b)

1.1 Motivation

Eine dieser neuartigen Produktionstechnologien für elektrische Traktionsmotoren stellt die auf massiven Flachdrähten statt biegeschlaffen Runddrähten basierende **Hairpin-Technologie** dar (Moros et al. 2020), die nach aktuellem Stand der Technik vornehmlich für die Fertigung von verteilten Statorwicklungen drehmomentstarker Synchronmaschinen in großen Produktionsvolumen von mehr als 150.000 Stück/Jahr geeignet ist (Hemsen et al. 2023). Permanenterregte Synchronmaschinen (PSM) sind aufgrund der hohen Leistungsdichte und Effizienz als die im Kontext der Elektromobilität häufigste Motortopologie anzusehen; fremderregte Synchronmaschinen (FSM) und Asynchronmaschinen (ASM) stellen Alternativen dar, die aber insbesondere in hybridelektrischen Anwendungen eine untergeordnete Relevanz aufweisen (Doppelbauer 2020, S. 51).

Der technologische Kern der **Prozesskette** zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Technologie umfasst nach (Wirth et al. 2023a) die nachfolgenden Prozessschritte:

- Formgebung von Hairpin-Steckspulen aus isoliertem Kupferflachdraht,
- axiales Einbringen von Hairpin-Körben aus assemblierten Hairpin-Steckspulen in die mit Flächenisolierstoff ausgekleideten Nuten des Statorblechpaketes,
- gegenläufiges Verschränken – zumeist als Twisten bezeichnet – der offenen Spulenden in Umfangsrichtung des Statorblechpaketes,
- laserbasiertes, meist paarweises Kontaktieren der geschränkten Spulenden.

Ogleich die Hairpin-Technologie in den vergangenen Jahrzehnten bereits erfolgreich in der automobilen Serienproduktion von Startergeneratoren eingesetzt wurde (Halwas et al. 2020b; Kampker et al. 2018a), gehen mit der vergleichsweise hohen Komplexität elektrischer Traktionsmotoren, den zahlreichen Wechselwirkungen entlang der Prozesskette sowie dem hohen Innovationsgrad der eingesetzten Fertigungs- und Montageprozesse noch immer Herausforderungen hinsichtlich der Prozessfähigkeit und Robustheit gegenüber Störgrößen einher (Kampker et al. 2020c). Als erster Prozessschritt weist insbesondere die **Formgebung der Hairpin-Steckspulen** einen wesentlichen Einfluss auf die in den nachgelagerten Prozessschritten erzielbare Qualität auf (Kampker et al. 2018b; Wirth & Fleischer 2019).

Die zu fertigende Geometrie der Hairpin-Steckspulen wird im Fall einer werkzeuggebundenen Formgebung durch die Gestalt der eingesetzten Werkzeugform(en) definiert und kann somit ausschließlich durch die mechanische Anpassung von statischen Prozesssteuergrößen wie der Form des Biegewerkzeuges oder der Spannposition des

Flachdrahtes beeinflusst werden. Sequenzielle werkzeuggebundene und kinematische Biegeprozesse ermöglichen hingegen die numerische Adaption von dynamischen Steuergrößen, z. B. der Biegeebenen, -positionen und -winkel, und demzufolge eine geometrieflexible Formgebung. (Wirth et al. 2020; Wirth et al. 2021) Hierdurch wird zum einen die **regelungstechnische Optimierung von Prozessparametern** befähigt (Wirth et al. 2023a), zum anderen gestattet der Einsatz flexibler Biegeprozesse die wirtschaftliche Fertigung von Hairpin-Steckspulen mit Sondergeometrien, die für die Realisierung der komplexen Wickelschemata leistungs- und effizienzoptimierter elektrischer Traktionsmotoren in einer vergleichsweise geringen Stückzahl erforderlich sind (Wirth et al. 2021; Zou et al. 2022). Aus der großen Anzahl an sequenziellen Biegeoperationen resultieren jedoch neben erhöhten Prozesszeiten auch technologische Nachteile hinsichtlich der Wiederholbarkeit und Robustheit der geometrieflexiblen Prozesse, weshalb Qualitätsschwankungen des isolierten Kupferflachdrahtes in diesem Zusammenhang einen größeren Einfluss auf die Fertigungsgenauigkeit aufweisen als beim Einsatz werkzeuggebundener Biegeprozesse (Wirth et al. 2020). Weiterhin gehen mit der auf iterativen Optimierungen basierenden Vorgehensweise zur Parametrierung geometrieflexibler Biegeprozesse lange Inbetriebnahmezeiten einher (Wirth et al. 2021), was die zum wirtschaftlichen Einsatz der Technologien notwendigen Losgrößen erhöht. Neben den hohen **Qualitätsanforderungen** an die dreidimensionale Geometrie der Hairpin-Steckspulen erfordert die funktionelle Isolationsbeschichtung des Kupferflachdrahtes darüber hinaus eine schädigungsfreie Formgebung, weshalb im Gegensatz zur klassischen Profil- und Rohrbiegetechnik multiphysikalische Anforderungen an den Biegeprozess von Hairpin-Steckspulen zu stellen sind (Wirth et al. 2023b).

Um trotz dynamischer Technologieentwicklungen (Kampker et al. 2018a) und sich verändernder Marktanforderungen im globalen Wettbewerb bestehen zu können (Fleischer et al. 2021b), müssen sowohl Automobilhersteller als auch -zulieferer den volatilen Rahmenbedingungen mit einem variablen Produktportfolio begegnen (Grumbach et al. 2021). Mit der zu erwartenden Verlagerung von Entwicklungs- und Produktionskompetenzen hin zum Automobilhersteller gehen auf Seiten der Automobilzulieferer zudem sinkende Produktionsvolumen und damit eine wachsende Bedeutung von variantenflexiblen und skalierbaren Produktionslösungen einher (Stanek et al. 2021, S. 73–76). Vor diesem Hintergrund ist eine ausschließlich werkzeuggebundene Formgebung von Hairpin-Steckspulen selbst in der von hohen Stückzahlen geprägten Automobilindustrie mit wirtschaftlichen Nachteilen verbunden (Wirth et al. 2021).

1.2 Zielsetzung

Vor dem Hintergrund der dargelegten Ausgangssituation war es Ziel der in der Dissertation zusammengefassten Forschungsarbeiten, die **Robustheit** von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen zu steigern sowie Methoden zur numerischen **Prozessmodellierung** und beschleunigten **Prozessparametrierung** zu erarbeiten. Hierdurch sollen zukünftig sowohl Zeit und Kosten im entwicklungsbegleitenden Prototypenbau sowie dem Produktionsanlauf von automatisierten Produktionsanlagen für Statoren mit Hairpin-Wicklung reduziert als auch fertigungsbedingter Ausschuss und aus Formgebungsfehlern resultierende Stillstandszeiten in der Serienproduktion minimiert werden.

Zu diesem Zweck soll am Beispiel des für die sequenzielle werkzeuggebundene Formgebung von Hairpin-Steckspulen exemplarischen Rotationszugbiegeverfahrens eine qualitätsorientierte Prozessregelung zur **Steigerung der Fertigungsgenauigkeit** erarbeitet werden. Um die Gesamtheit der automobilen Qualitätsanforderungen an die geometrischen und funktionellen Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen erfüllen zu können, ist ein **multiphysikalisches Prozessmodell** erforderlich, das sowohl materialabhängige Prozesskenngößen wie das Biege- und Rückfederungsverhalten von isoliertem Kupferflachdraht als auch funktionsrelevante Eigenschaften wie die nach der Formgebung zu erwartende Isolationsfestigkeit umfasst. Die entwicklungsbegleitende Vorhersage und Bewertung von produktspezifischen Zielgrößen bedarf darüber hinaus einer Analyse der bestehenden **Produkt-Prozess-Wechselwirkungen**. Hierfür soll ein numerisches Prozessmodell zur Modellierung des Umformverhaltens von isoliertem Kupferflachdraht erarbeitet werden, das die effiziente Durchführung von Sensitivitäts- und Einflussanalysen gestattet. Weiterhin ist als zentrales Element des **modellbasierten Regelungssystems** ein echtzeitfähiges Prozessmodell zur Beschreibung des nichtlinearen Systemverhaltens von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen zu entwickeln. Zudem gilt es, ein Vorgehensmodell zur mathematisch eindeutigen Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen zu erarbeiten, das sowohl eine direkte Bewertung der dreidimensionalen Spulengeometrie nach dem Formgebungsprozess als auch eine zyklische Korrektur der datenbasierten Prozesssteuergrößen ermöglicht. Um die industrielle Anwendbarkeit des gewählten Lösungsansatzes nachzuweisen, ist die Prozessregelung an einem zu implementierenden Maschinenmodul experimentell zu validieren.

Die in der Dissertation dargelegten Lösungsansätze sollen in der **industriellen Anwendung** eine Steigerung der Robustheit von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen gegenüber Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes und maschinenspezifischen Störgrößen ermöglichen. Des Weiteren sollen die mithilfe des numerischen Prozessmodells identifizierten Wirkbeziehungen zwischen den produktseitigen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen und charakteristischen Prozessparametern zu einer fertigungsgerechten Produktgestaltung beitragen. Hierdurch soll zukünftig die **Gesamtanlageneffektivität** (Overall Equipment Effectiveness – OEE) von automatisierten Produktionsanlagen zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung gesteigert werden.

1.3 Aufbau der Arbeit

Vor dem Hintergrund der im **Kapitel 1** aufgezeigten Motivation war es Ziel der in der Dissertation zusammengefassten Forschungsarbeiten, die Qualität, Effizienz und Wirtschaftlichkeit in der Produktion elektrischer Traktionsmotoren durch die Analyse und Modellierung von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen zur geometrieflexiblen Formgebung von Hairpin-Steckspulen sowie die darauf basierende Implementierung einer modellbasierten Prozessregelung zu steigern.

Um die zur Nachvollziehbarkeit der eingesetzten Methoden und erzielten Ergebnisse notwendigen Grundlagen zu schaffen, werden im **Kapitel 2** der mechanische Aufbau und die Funktionsweise von elektrischen Traktionsmotoren erläutert sowie industrielle Prozessketten zur Fertigung von Statoren eingeführt. Darüber hinaus werden etablierte Methoden der analytischen und numerischen Modellierung von Profilbiegeprozessen und qualitätsorientierten Prozessregelung beschrieben.

Darauf aufbauend werden im **Kapitel 3** dem Stand der Forschung und Technik entsprechende Lösungsansätze diskutiert und ein Forschungsdefizit abgeleitet, dem durch die im Folgenden dargelegten Erkenntnisse begegnet werden soll. Vor diesem Hintergrund werden charakteristische Eigenschaften und Qualitätsmerkmale von Hairpin-Steckspulen eingeführt und die zu deren Formgebung eingesetzten Prozessketten und Biegemaschinen beschrieben. Weiterhin werden Methoden zur Optimierung von Fertigungsprozessen in der Statorproduktion sowie zur Regelung von Draht- und Profilbiegeprozessen aufgezeigt, um den technologischen Ähnlichkeiten und damit einhergehenden Möglichkeiten des Technologietransfers gerecht zu werden.

Auf Grundlage des Stands der Forschung und Technik werden im **Kapitel 4** die im Rahmen der Promotion verfolgten Lösungsansätze zur Beantwortung der aus der Zielstellung und dem Forschungsdefizit abgeleiteten Forschungsfragen im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen erläutert. Weiterhin werden zwei alternative Regelungskonzepte erarbeitet, die es zu implementieren, validieren und bewerten gilt.

Um die Zielstellungen zu erreichen, werden im **Kapitel 5** mit der Erarbeitung eines Vorgehensmodells zur Charakterisierung und Modellierung der Material- und Umformigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht die methodischen Grundlagen für die Erarbeitung eines numerischen Prozessmodells geschaffen. Darüber hinaus werden nach der Validierung des Modellierungsansatzes am Beispiel des Rotationszugbiegeverfahrens aus numerischen Sensitivitäts- und Einflussanalysen prozessspezifische Anforderungen an die Implementierung eines modellbasierten Regelungssystems für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Hairpin-Steckspulen abgeleitet. Des Weiteren wird auf Basis eines datenbasierten Modellierungsansatzes ein echtzeitfähiges Metamodell des numerischen Prozessmodells erarbeitet und verifiziert.

Im **Kapitel 6** wird auf Grundlage des datenbasierten Metamodells ein modellbasierter Regelungsalgorithmus für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Hairpin-Steckspulen implementiert. Darüber hinaus werden mit der geometrischen Analyse von Spulengeometrien und Biegeoperationen in 3D und 2D alternative Konzepte zur Implementierung des Prozessregelkreises entwickelt. Auf Basis der erzielten Ergebnisse wird zudem ein prozessgeregeltes Maschinenmodul als Versuchsträger für die experimentelle Validierung des Lösungsansatzes konzeptioniert und implementiert.

Anschließend wird der im Rahmen der Promotion verfolgte Lösungsansatz im **Kapitel 7** in zwei unabhängigen Versuchsreihen experimentell validiert. Während die erste Versuchsreihe einen Vergleich der modellbasierten Prozessregelung mit einem linearen Referenzkonzept und somit eine regelungstechnische Bewertung des Lösungsansatzes gestattet, ermöglicht die Einbeziehung von alternativen Drahtgeometrien in die zweite Versuchsreihe eine Bewertung der allgemeinen Anwendbarkeit des Lösungsansatzes im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen.

Abschließend werden im **Kapitel 8** die in der Dissertation dargelegten Methoden und resultierenden Erkenntnisse zusammengefasst. Weiterhin wird unter Berücksichtigung der im Verlauf der experimentellen Validierung identifizierten Vor- und Nachteile des Lösungsansatzes ein Ausblick auf mögliche Folgearbeiten gegeben.

2 Grundlagen

Um die für das Verständnis der in der Dissertation dargelegten Forschungsergebnisse notwendigen Grundlagen zu schaffen, werden in den nachfolgenden Abschnitten der mechanische Aufbau und die Funktionsweise elektrischer Traktionsmotoren beschrieben sowie industrielle Prozessketten zur Statorfertigung eingeführt. Darüber hinaus werden Methoden zur Modellierung von Profilbiegeprozessen aufgezeigt und Regelungskonzepte zur Optimierung umformtechnischer Prozesse erläutert.

2.1 Aufbau und Funktionsweise elektrischer Traktionsmotoren

Im Antriebssystem hybrid- und vollelektrischer Fahrzeuge werden nach aktuellem Stand der Technik vornehmlich von Frequenzumrichtern angesteuerte Drehstrommaschinen als elektrische Traktionsmotoren eingesetzt (Halwas et al. 2020b). Diese werden im Kontext der Elektromobilität zumeist als Radialflussmaschinen mit Innenläufer ausgeführt und bestehen, wie in Abbildung 2-1 schematisch dargestellt, aus drei mechanischen Baugruppen: dem passiven Gehäuse sowie dem raumfesten Stator und dem rotierenden Rotor (Fleischer et al. 2020; Hameyer et al. 2024, S. 168).

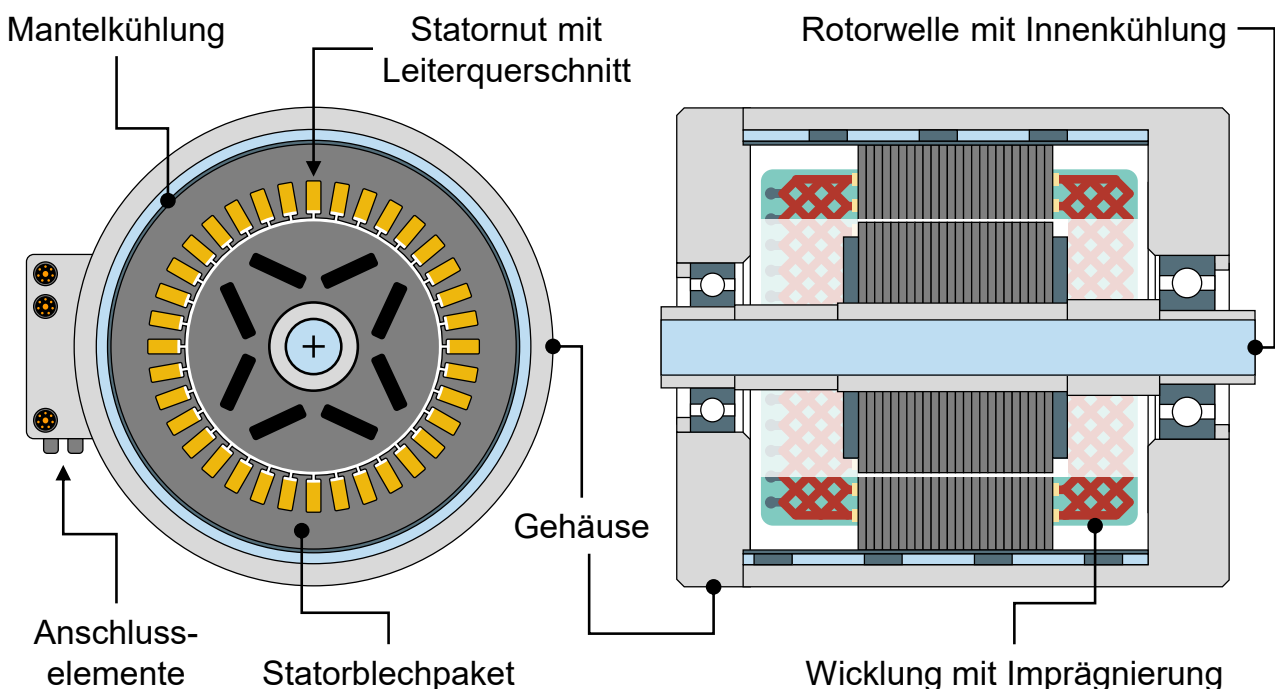


Abbildung 2-1: Mechanischer Grundaufbau eines elektrischen Traktionsmotors mit Mantel- und Rotorinnenkühlung in Anlehnung an (Fleischer et al. 2020, S. 5 f.)

In Abhängigkeit der **Konstruktionsweise** sind getriebeintegrierte Maschinen und Traktionsmaschinen zu unterscheiden. Während die überwiegend in hybridelektrischen

Antriebssystemen eingesetzten getriebeintegrierten Maschinen zur Erfüllung der Betriebs- und Bauraumanforderungen dem Verbrennungsmotor ähnliche Maximaldrehzahlen, eine kurze axiale Länge und einen großen Durchmesser aufweisen, lassen sich Traktionsmaschinen durch eine zylinderförmige Gestalt mit ausgewogenem Verhältnis aus Aktivlänge und Durchmesser charakterisieren (Doppelbauer 2020, S. 49–51). Um die Leistungsdichte zu steigern, erreichen Traktionsmaschinen der aktuellen Generation maximale Betriebsdrehzahlen von bis zu ca. 20.000 U/min (Biermann & Daniel 2019, S. 196; Doppelbauer 2020, S. 213). Im Folgenden werden unter dem Begriff des elektrischen Traktionsmotors zusammenfassend alle Bauweisen von elektrischen Maschinen verstanden, die technisch in der Lage sind, ein Fahrzeug im Normalbetrieb unter der ausschließlichen Nutzung des elektrischen Antriebssystems zu bewegen.

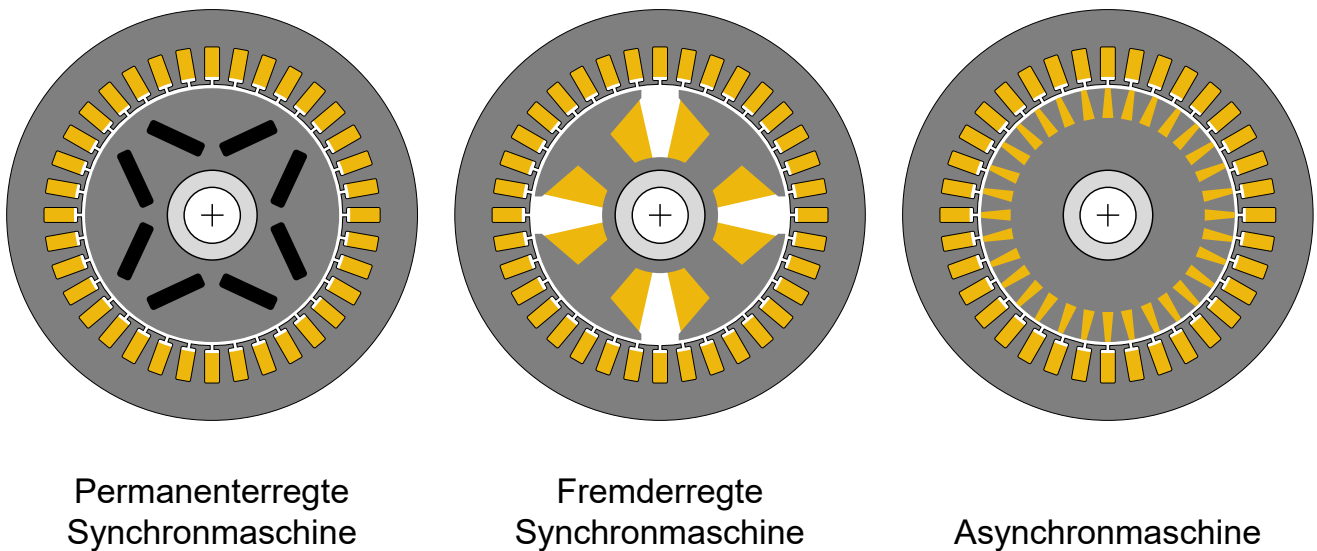
Das **Gehäuse** umschließt die Aktivkomponenten der elektrischen Maschine als passive Leitstützstruktur und stellt aufgrund der Möglichkeit zur Integration von Kühlkanälen und -rippen ein zentrales Element von luft-, wasser- und ölbasierten Kühlsystemen dar (Doppelbauer 2020, S. 200 f.; Eckenfels et al. 2019, S. 160). Um den Bauraum und die Anzahl an Schnittstellen zum Fahrzeugsystem zu minimieren sowie die elektromagnetische Verträglichkeit zu verbessern, weisen elektrische Traktionsmotoren einen hohen Integrationsgrad von Subkomponenten wie der Leistungselektronik in das Gehäuse auf (Biermann & Daniel 2019, S. 198). Darüber hinaus werden in vollelektrischen Anwendungen oftmals ein- oder mehrstufige Getriebe eingesetzt, um die Drehzahl des elektrischen Traktionsmotors gegenüber der Raddrehzahl zu steigern und das erforderliche Drehmoment zu verringern (Doppelbauer 2020, S. 55–57). Hierdurch kann die Leistungsdichte von elektrischen Traktionsmotoren erhöht werden, um diese hinsichtlich der Materialkosten, des Gewichts und des Bauraums zu optimieren.

Der auch als Ständer bezeichnete **Stator** des elektrischen Traktionsmotors besteht aus dem Statorblechpaket, in dessen zumeist mit Flächenisolierstoff ausgekleidete Nuten die Statorwicklung aus isoliertem Rund- oder Flachdraht aus Kupfer eingebracht ist (Fleischer et al. 2020; Hagedorn et al. 2016, S. 70). Das Blechpaket wird aus gestapelten Lagen von nicht kornorientiertem Elektroblech aus siliziumhaltigen Eisenbasislegierungen gefertigt, wobei Blechdicken von 0,20–0,35 mm üblich sind. Hierdurch werden sowohl homogene magnetische Felder ermöglicht als auch frequenzabhängige Wirbelströme minimiert, um die Führung des magnetischen Flusses effizient zu gestalten. (Doppelbauer 2020, S. 219–223; Hameyer et al. 2024, S. 173 f.) Durch die zeitabhängige Bestromung der **Wicklung** wird im weichmagnetischen Statorblechpaket ein sich

drehendes magnetisches Feld erzeugt, dessen Wechselwirkungen mit dem Rotormagnetfeld mechanische Tangential- und Radialkräfte bewirken (Hameyer et al. 2024, S. 176). Das auf den Rotor wirkende Drehmoment resultiert aus der Summe der Tangentialkräfte und somit in Abhängigkeit der Rotorbauweise aus der Lorentzkraft (Synchronanteil), den Maxwell'schen Grenzflächenkräften (Reluktanzanteil) sowie den Kräften auf die polarisierten Permanentmagnete (Doppelbauer 2020, S. 210–214; Kolb et al. 2019, S. 230 f.). In Abhängigkeit der Betriebs- und Bauraumanforderungen werden konzentrierte oder verteilte Wicklungen eingesetzt, die einzelne Zähne des Statorblechpaketes umfassen bzw. mehrere Nuten umspannen (Doppelbauer 2020, S. 201). Im Kontext elektrischer Traktionsmotoren sind aufgrund der automobilen Anforderungen an die Leistungsdichte sowie die Drehmoment-, Geräusch- und Vibrationscharakteristik ausschließlich verteilte Wicklungen von Relevanz (Doppelbauer 2020, S. 202 f.). Weiterhin kann anhand der Spulenanzahl je Nut des Statorblechpaketes zwischen Ein- und Mehrschichtwicklungen unterschieden werden, wobei Mehrschichtwicklungen durch das gezielte Einbringen von Spulen abweichender Spulenweite eine Sehnung der Wicklung zur Verbesserung des Betriebsverhaltens der elektrischen Maschine ermöglichen (Hagedorn et al. 2016, S. 87–90). In Abhängigkeit der Verschaltung der Spulen sind darüber hinaus Schleifen- und Wellenwicklungen zu differenzieren (Fischer 2013, S. 40–43); die im Rahmen der Dissertation fokussierte Hairpin-Wicklung wird jedoch nahezu ausschließlich als Wellenwicklung ausgeführt.

Der **Rotor** – auch als Läufer bezeichnet – besteht im Wesentlichen aus den Unterbaugruppen der Rotorwelle, des Rotorblechpaketes und der Lagerung. Die Rotorwelle stellt eine passive Leitstützstruktur dar, die mit der Übertragung des Drehmomentes an die nachgelagerten Komponenten des elektrischen Antriebssystems und die Integration in das Kühlsystem jedoch für den Betrieb der elektrischen Maschine essenzielle Basisfunktionen gewährleistet. Das mit der Rotorwelle gefügte Rotorblechpaket besteht meist aus mehreren Blechpaketen, die analog zum Statorblechpaket aus gestapeltem Elektroblech gefertigt sind (Krings & Monissen 2020). Im Gegensatz zum Stator ergeben sich für den Rotor in Abhängigkeit der Bauweise des elektrischen Traktionsmotors abweichende Konstruktionsweisen (Doppelbauer 2020, S. 189; Junker 2014, S. 752–754), die in Abbildung 2-2 schematisch dargestellt sind. Während das statische Rotormagnetfeld permanenterregter Synchronmaschinen (PSM) durch den Einsatz von Seltenerd-magneten erzeugt wird, resultiert dieses im Fall der fremderregten Synchronmaschine (FSM) aus der gezielten Bestromung einer aus Runddraht gefertigten

Erregerwicklung (Doppelbauer 2020, S. 189–194). Das dem Statormagnetfeld entgegengerichtete Rotormagnetfeld der Asynchronmaschine (ASM) wird hingegen durch die mit der Drehzahldifferenz von Statormagnetfeld und Rotor einhergehende Induktion von Spannungen in den elektrisch leitfähigen Stäben des Rotorblechpaketes bewirkt (Hameyer et al. 2024, S. 168).



Permanenterregte
Synchronmaschine

Fremderregte
Synchronmaschine

Asynchronmaschine

Abbildung 2-2: Bauweisen elektrischer Traktionsmotoren mit Relevanz für aktuelle Serienanwendungen in Anlehnung an (Hameyer et al. 2024, S. 167)

Obwohl nach (Schallschmidt & Leidhold 2019, S. 43) in der Vergangenheit alle **Bauweisen elektrischer Maschinen** in Prototypen hybrid- und vollelektrischer Fahrzeuge eingesetzt wurden, beschränken sich aktuelle Serienanwendungen auf den Einsatz von Synchron- und Asynchronmaschinen (Doppelbauer 2020, S. 189; Krings & Monissen 2020). PSMs weisen gegenüber den Alternativen insbesondere Vorteile hinsichtlich der Leistungsdichte und Effizienz auf (Trzesniowski 2023, S. 202). FSMs zeichnen sich aufgrund der technologischen Ähnlichkeit durch ein vergleichbares Betriebsverhalten aus (Doppelbauer 2020, S. 193), sind jedoch in der Maximaldrehzahl limitiert. ASMs gestatten bei verringerten Material- und Produktionskosten hohe Betriebsdrehzahlen und eine große thermische Überlast. Vor diesem Hintergrund werden in vollelektrischen Fahrzeugen überwiegend PSMs, aber auch ASMs und FSMs als elektrische Traktionsmotoren eingesetzt. In Hybridfahrzeugen finden aufgrund der restriktiven Bauraumforderungen nahezu ausschließlich PSMs Verwendung. (Doppelbauer 2020, S. 51; Hameyer et al. 2024, S. 168) Die Rotorblechpakete von permanenterregten elektrischen Traktionsmotoren weisen vornehmlich V- und U-förmige Magnetanordnungen auf (Doppelbauer 2020, S. 205; Krings & Monissen 2020). Hierdurch können durch eine

betriebspunktabhängige Regelung der Statorwicklung sowohl Reluktanz- als auch Synchronanteile der auf den Rotor wirkenden Tangentialkräfte zur Drehmomenterzeugung genutzt werden (Doppelbauer 2020, S. 236 f.).

2.2 Prozessketten zur industriellen Statorfertigung

Statoren für elektrische Traktionsmotoren werden wie für Wechselstrommaschinen üblich in mehreren aufeinanderfolgenden Prozessschritten durch Umform-, Montage- und Fügeoperationen gefertigt, wobei sich die Prozessketten in Abhängigkeit der Bauweise des Stators hauptsächlich im Prozessschritt der Wicklungsfertigung unterscheiden (Junker 2014, S. 758). **Ausgangsmaterialien** der Statorfertigung stellen die im Betrieb aktiv an der Drehmomenterzeugung beteiligten Halbzeuge des Elektrobleches und Wickeldrahtes sowie der passive Flächenisolerstoff dar. Darüber hinaus werden der Produktion weitere Peripheriekomponenten wie Anschlussbaugruppen und Temperatursensoren zugeführt. (Junker 2014, S. 755–757) Aus dem Elektroblech werden zunächst Statorblechpakete gefertigt; in der Prototypen- und Kleinserienanwendungen erfolgt dies durch Laserstrahlschneiden und manuelles Paketieren, in Serienanwendungen hingegen im stanztechnischen Folgeschnittverfahren auf Schnellläuferpressen (Heimes et al. 2024, S. 290–292). Die zum Statorblechpaket gestapelten Elektrobleche werden prozessbegleitend im Stanz- oder Klebepaketierverfahren bzw. alternativ in einem nachgelagerten Prozessschritt durch eine axiale Schweißverbindung am Außenmantel verbunden (Junker 2014, S. 759 f.). Im Folgenden werden der für das weitere Verständnis relevante Fertigungsprozess von lackisoliertem Kupferflachdraht und etablierte Prozessketten zur Fertigung von Statorwicklungen eingeführt.

2.2.1 Herstellung und Qualitätsmerkmale von Kupferflachdraht

Neben dem Statorblechpaket stellt der mit einer Primärisolation beschichtete Rund- bzw. Flachdraht aus Kupfer oder Aluminium das Ausgangsmaterial zur Fertigung von Statoren elektrischer Maschinen dar (Hagedorn et al. 2016, S. 102–105). Obgleich in wissenschaftlichen Studien das Potenzial von Aluminiumwicklungen aufgezeigt werden konnte (Acquaviva et al. 2021; Cutuli et al. 2022b; Petrelli et al. 2022), finden in aktuellen Serienanwendungen im Kontext der Elektromobilität ausschließlich Wickeldrähte aus Kupfer Verwendung (D'Arcangelo et al. 2024; Doppelbauer 2020, S. 218). Als **Primärisolation** werden in automobilen Anwendungen entweder mehrschichtige Isolationsbeschichtungen auf Basis von Polyesterimid (PESI), Polyamidimid (PAI) und Polyimid (PI) aus der Gruppe der aromatischen Polyimide oder der Hochleistungs-

thermoplast Polyetheretherketon (PEEK) aus der Gruppe der Polyaryletherketone eingesetzt (Gläßel et al. 2020; Wirth et al. 2023b). Als **Leiterwerkstoff** wird hochreines Kupfer der Güteklassen Cu-OF1 (CW007A) oder Cu-ETP1 (CW003A) verwendet. Die charakteristischen Eigenschaften der in der Anwendung zumeist als Cu-OFE bzw. Cu-ETP bezeichneten Werkstoffe sind in Tabelle 2-1 zusammenfasst. Die elektrischen, geometrischen und mechanischen Eigenschaften des zur Herstellung eingesetzten Vordrahtes aus Kupfer und geeignete Prüfverfahren werden in der (DIN EN 1977) definiert; hierzu zählen unter anderem die Bruchdehnung, der Ohm'sche Widerstand, das Erweichungsverhalten und die Versprödungsfestigkeit. (Wirth et al. 2019)

Tabelle 2-1: Charakteristische Eigenschaften von Cu-ETP und Cu-OFE bei Raumtemperatur auf Grundlage von (DIN EN 1977; Kupferverband e.V. 2005b, 2005a; Spittel & Spittel 2016b, 2016a)

	Cu-ETP	Cu-OFE
Werkstoffnummer	CW004A	CW009A
Reinheitsgrad	> 99,90 %	> 99,95 %
Legierungselemente	O < 0,04 % Pb < 0,005 %	O < Wasserstoffverspröd. P, Pb, Fe, S < 0,005 %
Dichte	8,93 g/cm ³	8,94 g/cm ³
Elektrische Leitfähigkeit	> 58,00 MS/m	> 58,58 MS/m
Wärmeleitfähigkeit	394 W/m*K	393–402 W/m*K
Elastizitätsmodul (E-Modul)	geglüht: 110 GPa kaltumgeformt: 130 GPa	geglüht: 118 GPa kaltumgeformt: 132 GPa
Streckgrenze	40–80 MPa	50-80 MPa
Zugfestigkeit	200–250 MPa	200–250 MPa
Bruchdehnung	geglüht: 50–58 % kaltumgeformt: 32–38 %	45–50 %

Der Vordraht aus Kupfer wird in der Regel durch Gießen, Walzen oder Strangpressen hergestellt und der Folgeverarbeitung in Ringen zugeführt. Das Halbzeug, das zunächst einen runden Querschnitt von mehr als 6 mm aufweist, wird nachfolgend durch kontinuierliches Strangpressen oder mehrstufiges Ziehen bzw. Walzen zu einem **Flachleiter** verarbeitet (Wirth et al. 2019). Aufgrund der mechanischen Belastungen im Prozess führen die alternativen Fertigungsverfahren zu unterschiedlichen Ausprägungen der morphologischen Textur und Kornstruktur des Flachleiters – und damit einhergehend zu abweichenden Werkstoffeigenschaften (Spittel & Spittel 2016b, 2016a). Um die prozessbedingte Kaltverfestigung des Werkstoffs zu verringern, schließt an das

mehrstufige Walzen des Vordrahtes und das Ziehen mit nicht rotationssymmetrischen Formziehsteinen ein Rekristallisationsglühen bei legierungsabhängigen Temperaturen von 500–650 °C an (Hagedorn et al. 2016, S. 118–120). Auf die Verarbeitung im kontinuierlichen Strangpressverfahren folgt zumeist kein Rekristallisationsglühen, da die erhöhten Prozesstemperaturen zu einer geringeren Kaltverfestigung führen. Die Breite, Dicke und Kantenradien des Flachleiters können durch die Geometrie der Formziehsteine und des Presswerkzeuges sowie die Strategie zur Querschnittsreduktion durch die einzelnen Walz- bzw. Ziehstufen beeinflusst werden. Aufgrund der hohen Kosten für nicht rotationssymmetrische Ziehsteine und der großen Umformgrade werden in der industriellen Anwendung bevorzugt Walz- oder Strangpressverfahren eingesetzt, obwohl diese zu größeren Toleranzen bzw. einer höheren Kaltverfestigung (Strangpressen ohne Glühen) als beim Ziehen führen. (Wirth et al. 2019; Wirth et al. 2020)

Nach einem anschließenden Reinigungsprozess wird der noch unbeschichtete Flachleiter aus Kupfer zur **Primärisolation** in einem Sprühverfahren mit Profildüsen beschichtet (Hagedorn et al. 2016, S. 133), wobei die Prozessgeschwindigkeit im Vergleich zur Beschichtung von Runddrähten zur Wahrung der Beschichtungsqualität reduziert werden muss. Da die in einem Beschichtungsdurchlauf erreichbare Schichtdickenzunahme begrenzt ist, werden Lackbeschichtungen aus aromatischen Polyimiden in etwa 10–30 sich wiederholenden Beschichtungs- und Trocknungsvorgängen aufgebracht (Hagedorn et al. 2016, S. 130). Mit PEEK isolierte Flachdrähte werden hingegen in einem einstufigen Extrusionsprozess beschichtet (Heimes et al. 2024, S. 360), was durch den Entfall von Umlenkvorgängen im Beschichtungsprozess zu einer reduzierten Kaltverfestigung und damit einer geringeren Streckgrenze und erhöhten Bruchdehnung des Kupferleiters führt. (Wirth et al. 2023c)

Abbildung 2-3 zeigt die **Prozesskette** zur industriellen Fertigung von isoliertem Flachdraht aus Kupfer unter Einbeziehung von Technologiealternativen auf. Eine detaillierte Beschreibung der Prozessschritte kann u. a. (Hagedorn et al. 2016, S. 94–134) entnommen werden.

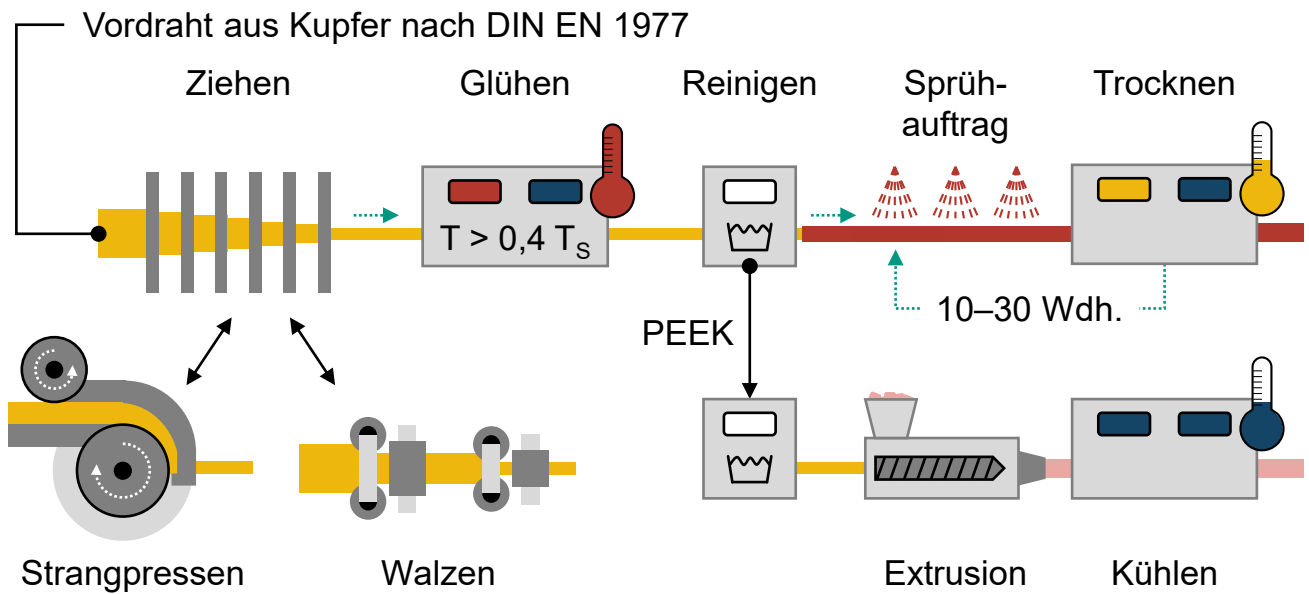


Abbildung 2-3: Prozesskette und Technologiealternativen zur Herstellung von isoliertem Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2019) und (Fleischer et al. 2020)

Die grundlegenden **Qualitätsanforderungen** an lackisolierte Kupferflachdrähte hinsichtlich der geometrischen Abmessungen und Toleranzen, mechanischen und elektrischen Eigenschaften sowie der Isolationsfestigkeit bei chemischen, thermischen und mechanischen Belastungen sind in der (DIN EN 60317-0-2) festgelegt. Darüber hinaus sind die spezifischen Eigenschaften der für die Automobilindustrie relevanten Drahtspezifikationen in Abhängigkeit der Beschichtung und Temperaturklasse in den Teilen 29, 30, 47 und 58 der Normenreihe DIN EN 60317 definiert. Die zugehörigen **Mess- und Prüfverfahren** zur Ermittlung der geometrischen, mechanischen, chemischen, elektrischen und thermischen Eigenschaften sind in der Normenreihe DIN EN 60851 beschrieben (DIN EN 60851-1). Um den gehobenen Anforderungen der Automobilindustrie an die zulässigen geometrischen Toleranzen, die mechanische Haftung und maximale Fehleranzahl der Isolationsbeschichtung sowie deren Temperaturbeständigkeit und Verträglichkeit mit Kühl- oder Schmiermedien gerecht zu werden, werden über die technischen Lieferbedingungen der DIN EN 60317 hinaus häufig anwendungs- bzw. kundenspezifische Qualitätsstandards definiert. (Wirth et al. 2023c)

2.2.2 Prozessketten zur Herstellung von Statorwicklungen

Wie in Abbildung 2-4 schematisch dargestellt, werden Statorwicklungen in vier aufeinanderfolgenden Prozessschritten gefertigt: der Nutgrundisolation, der meist mehrstufigen Wicklungsfertigung, dem Verschalten der Spulen- und Anschlussbaugruppen gemäß dem Wickelschema sowie der nachgelagerten Sekundärisolation der Wicklung.

Grundlegende Halbzeuge der Statorproduktion stellen Statorblechpakete, Flächenisolerstoff und der mit Primärisolation beschichtete Wickeldraht dar.

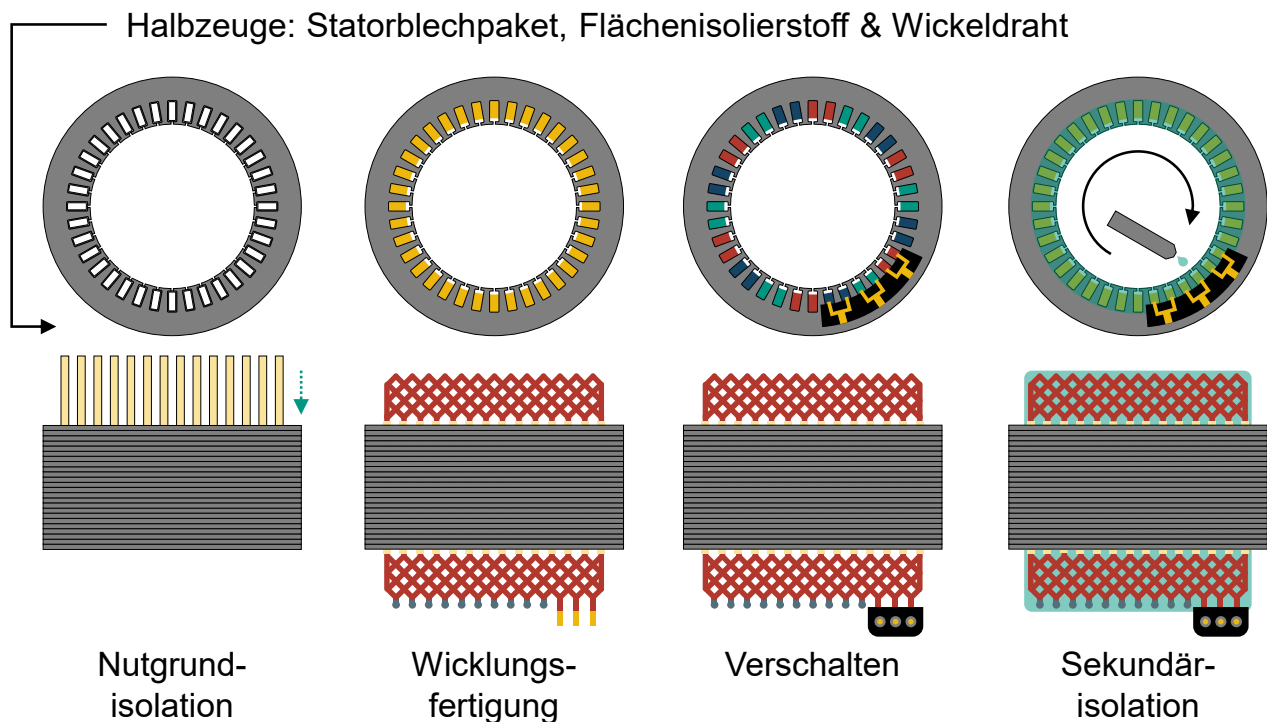


Abbildung 2-4: Prozesskette zur Fertigung von Statorwicklungen

Die **Nutgrundisolation** dient sowohl der Potenzialtrennung zwischen dem stromführenden Wickeldraht und dem Statorblechpaket als auch dem mechanischen Schutz der Primärisolation des Wickeldrahtes und wird in aktuellen Serienanwendungen elektrischer Traktionsmotoren aus einem als Isolationspapier bezeichneten Flächenisolerstoff gefertigt (Chapman et al. 2008; Mayer et al. 2019). In Abhängigkeit des Wickelverfahrens und des Wickelschemas finden U-, O-, B- oder S-förmige Isolationspapiere Verwendung (Zhao et al. 2019), die nach der Formgebung durch eine Folge von Rill- und Falzvorgängen sowie dem anschließenden Trennen axial in die Nuten des Statorblechpaketes eingeschoben werden (Mayer et al. 2019). Da mit einem Versagen der Nutgrundisolation für gewöhnlich ein Ausfall der elektrischen Maschine einhergeht, werden an deren Eigenschaften sowohl elektrische (Potenzialtrennung von Wickeldraht und Statorblechpaket) als auch thermische (hohe Wärmeleitfähigkeit zur Verbesserung der Kühlung) und mechanische Anforderungen (Schutz der Primärisolation vor betriebsbedingten Vibrationen und Belastungen beim Einbringen der Wicklung) gestellt (Stone et al. 2014, S. 19–21). Alternative Isolationstechnologien auf Grundlage von dünnwandigen Spritzguss- (Rösel et al. 2023) und Extrusionsprozessen (Braunbeck et al. 2022, 2023) sind Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten.

Die **Fertigung der Wicklung** basiert in Abhängigkeit der Konstruktionsweise des Stators auf dem direkten oder indirekten Fügen von lackisoliertem Runddraht mit dem isoliertem Statorblechpaket oder der Formgebung und nachfolgenden Montage von Formspulen (Halwas et al. 2020b). Abbildung 2-5 zeigt eine vergleichende Darstellung des charakteristischen Lagenaufbaus von Rund- und Flachdraht-Wicklungen auf. Ein wichtiges Qualitätsmerkmal der Wicklung stellt über alle Produktionstechnologien hinweg der mechanische Kupferfüllfaktor dar, der den Flächenanteil des isolierten Wickeldrahtes an der verfügbaren Nutfläche beschreibt (Hagedorn et al. 2016, S. 142).

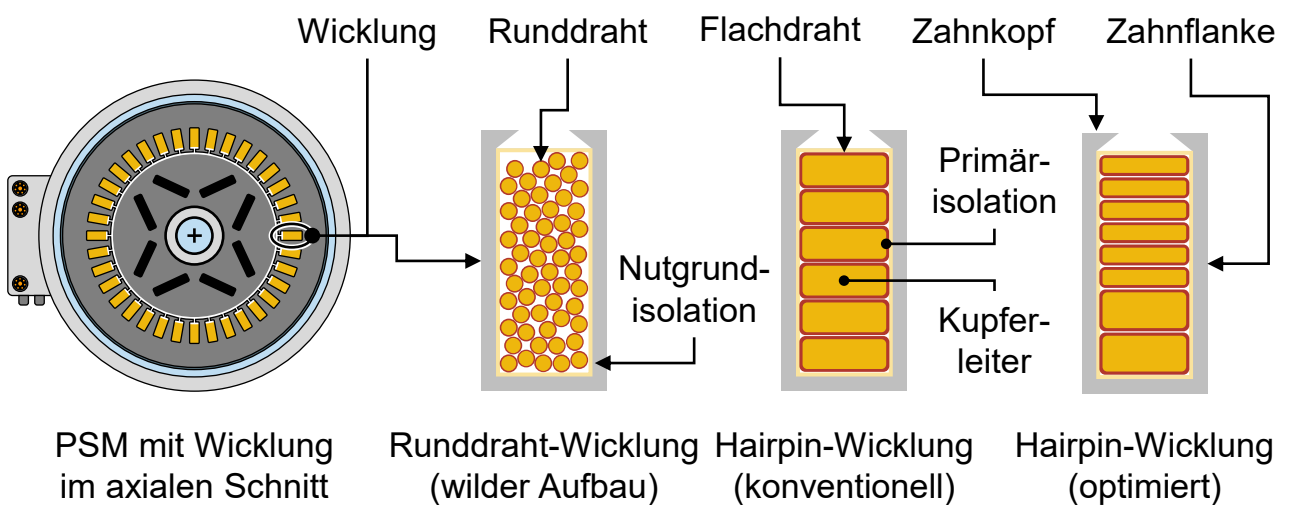


Abbildung 2-5: Lagenaufbau von Rund- und Flachdraht-Wicklungen im Vergleich

Verteilte Statorwicklungen aus **Runddraht** werden in größeren Stückzahlen vornehmlich durch die **Einziehtechnik** gefertigt, die sich in der Vergangenheit in der Produktion von klassischen Industrieantrieben bewährt hat (Halwas et al. 2020b). Hierbei werden in einem zweistufigen Fertigungsprozess zunächst Luftspulen gefertigt, die im darauffolgenden Prozessschritt durch ein Einziehwerkzeug unter hohen Prozesskräften axial in die Nuten des Statorblechpaketes eingebracht werden (Junker 2014, S. 764 f.). Mittels Einziehtechnik gefertigte Wicklungen weisen einen geringen Kupferfüllfaktor und damit eine vergleichsweise geringe Leistungsdichte auf (Halwas et al. 2020b) und genügen aufgrund der stochastischen Drahtablage in vielen Anwendungen nicht den automobilen Anforderungen an die Qualität sowie die Prozesssicherheit und -stabilität (Heimes et al. 2024, S. 304). Da in Runddraht-Wicklungen bei hohen Betriebsdrehzahlen geringere Stromverdrängungseffekte und damit frequenzabhängige Verluste auftreten als in vergleichbaren Flachdraht-Wicklungen (Hameyer et al. 2024, S. 177 f.), wurden mit dem automatisierten **Träufelwickeln** und dem artverwandten

Kompaktwickeln alternative Prozessketten für die Herstellung von verteilten Runddraht-Wicklungen erarbeitet (Halwas et al. 2018). Diese basieren auf der Fertigung von Formspulen aus Runddraht im Linear- oder Nadelwickelverfahren, nachgelagerten Übergabe- und Kompaktierprozessen zur Umsetzung des Wickelschemas und Erhöhung des Kupferfüllfaktors sowie einem radialen Einbringprozess der Formspulen in die Nuten des Statorblechpaketes (Halwas et al. 2020a; Sell-Le Blanc et al. 2020). In Abhängigkeit der Prozessfolge sind direkte und indirekte Prozessvarianten zu unterscheiden, wobei die beiden Prozessschritte des Komprimierens und Verpressens zur Kompaktierung der Runddraht-Wicklung entweder innerhalb der Statorbaugruppe oder vor dem Einbringen der Wicklung in einem geeigneten Werkzeug erfolgen können (Halwas et al. 2021). Kompaktierte Wicklungen befinden sich nach (Stanek et al. 2021, S. 35) derzeit in Versuchsanwendungen, eine Marktreife wird aufgrund von Herausforderungen hinsichtlich der Prozesssicherheit nicht vor dem Jahr 2025 erwartet.

Aufgrund des hohen Automatisierungsgrades, der vergleichsweise großen Prozesssicherheit in der Produktion und des erreichbaren Kupferfüllfaktors haben sich im Kontext elektrischer Traktionsmotoren auf **Flachdrähten** basierende Formspulenwicklungen etabliert (Halwas et al. 2020b; Heimes et al. 2024, S. 306). Unabhängig von der technischen Umsetzung der Prozessketten sind diese jedoch stets mit vergleichsweise hohen Investitionskosten für die Produktionsausrüstung, einer geringen Flexibilität hinsichtlich der zu fertigenden Produktvarianten sowie Einschränkungen in der elektromagnetischen Auslegung des Stators verbunden, die auf die geringe Windungsanzahl zurückzuführen sind (Doppelbauer 2020, S. 203 f.). Eine Technologiealternative zu der am Markt etablierten **Hairpin-Technologie** stellt die **Flachdrahtwellenwicklung** dar, die sich insbesondere für die Massenproduktion von Statoren mit kurzer Aktivlänge und hoher Nutanzahl eignet (Wirth et al. 2023c). Im Gegensatz zu der im Abschnitt 2.2.3 näher beschriebenen Hairpin-Technologie besteht die Prozesskette im Kern aus nur zwei Prozessschritten: dem kontinuierlichen Formen von Flachdraht zu einer wellenförmigen Wickelmatte und dem radialen Einbringen der Wickelmatte in die Nuten des Statorblechpaketes, das in Abhängigkeit der Prozessvariante von außen oder von innen erfolgen kann (Haas & Hackmann 2022). Während die reduzierte Anzahl der zu kontaktierenden Spulensegmente, einseitig verkürzte Wickelköpfe und die Möglichkeit zur wirtschaftlichen Erhöhung der Leiteranzahl prinzipbedingte Vorteile der Flachdrahtwellenwicklung gegenüber der Hairpin-Technologie darstellen (Haas & Hackmann 2022; Marjuan et al. 2023), sind fertigungstechnische Restriktionen in der elektro-

magnetischen Auslegung des Stators und die eingeschränkte Variantenflexibilität als Nachteile anzusehen (Halwas et al. 2020b). Ebenso stellen mit der kontinuierlichen Formgebung der Wickelmatte einhergehende Wechselwirkungen zwischen den aufeinanderfolgenden Biegeoperationen und die hohe mechanische Belastung der Primärisolation des Flachdrahtes während der Formgebungs-, Übergabe- und Einbringprozesse technologische Herausforderungen dar (Kampker et al. 2023a).

Unabhängig von der Art der zur Fertigung der Wicklung eingesetzten Prozesskette müssen die Spulengruppen der in das Statorblechpaket eingebrachten Wicklung im nachfolgenden Prozessschritt des **Verschaltens** unter Berücksichtigung des Wickelschemas in Parallel- oder Reihenschaltung kontaktiert und mit den vorgefertigten Anschlussbaugruppen verbunden werden (Fleischer et al. 2020). Während hierfür im Kontext von Runddraht-Wicklungen bevorzugt Widerstandsschweißverfahren oder mechanische Schneid-Klemm- bzw. Crimpverbindungen eingesetzt werden (Hagedorn et al. 2016, S. 236–238), werden zum Verschalten von Flachdraht-Wicklungen nahezu ausschließlich Laserschweißverfahren angewendet (Glässel 2020, S. 30–32).

Auf das Verschalten folgt die **Sekundärisolation** der Wicklung, die in der Produktion elektrischer Traktionsmotoren überwiegend im Träufel- oder Tauchimprägnierverfahren erfolgt (Heimes et al. 2024, S. 307 f.). Die nachgelagerte Sekundärisolation ermöglicht eine Steigerung der Hochspannungs- und Teilentladungsfestigkeit der Wicklung und stellt zudem einen mechanischen Schutz gegen äußere Einflüsse dar. Darüber hinaus werden die mechanische Widerstandsfestigkeit gegenüber betriebsbedingten Belastungen wie Vibrationen und die thermische Leitfähigkeit der Wicklung verbessert, wodurch sich die Betriebseigenschaften des Stators verbessern und dessen Lebensdauer erhöht. (Chapman et al. 2008; Hagedorn et al. 2016, S. 244–248)

2.2.3 Prozesskette zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Technologie

Vor dem Hintergrund der hohen Relevanz der Hairpin-Technologie für die Fertigung von Statoren mit verteilten Flachdraht-Wicklungen wurden im vergangenen Jahrzehnt zahlreiche Forschungsarbeiten mit produkt- und produktionsseitigem Fokus durchgeführt und veröffentlicht. Um den Wechselwirkungen zwischen der elektromagnetischen Auslegung bzw. der mechanischen Konstruktion der Wicklung und den zur Fertigung eingesetzten Prozessketten gerecht zu werden, werden im Folgenden produktseitige Entwicklungstrends hinsichtlich der resultierenden Anforderungen an die Produktionstechnik analysiert und darauf basierend dem Stand der Technik entsprechende

Verfahren und Prozesse zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung eingeführt.

Produktanforderungen an die Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung

Im Bereich der produktseitigen Auslegung und Konstruktion von Statoren mit Hairpin-Wicklung lassen sich auf Grundlage der in Tabelle A-1 bis Tabelle A-4 des Anhangs A1 zusammengefassten Forschungsarbeiten vier **Entwicklungsschwerpunkte** mit Wechselwirkungen zur Produktionstechnik identifizieren: der Vergleich von Wicklungstopologien, die Erarbeitung von Wickelschemata und Designrichtlinien, die Minimierung von Wechselstromverlusten sowie der Einsatz von alternativen Leitertechnologien und -werkstoffen. Hieraus können die nachfolgenden Anforderungen an die Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklungen abgeleitet werden:

- Zunahme der Leiteranzahl zur Reduktion von Wechselstromverlusten in hochdrehenden Maschinen (Feldschwächebereich) durch radiale Segmentierung,
- Zunahme der Leiterquerschnittsfläche in elektrischen Traktionsmotoren mit großen Anforderungen an das maximale Drehmoment (Grunddrehzahlbereich),
- Zunahme des Aspektverhältnisses $a_c = w_c/h_c$ der auf die Leiterdicke h_c bezogenen Leiterbreite w_c als Folge radialer Leitersegmentierung,
- Zunahme der Anzahl an Hairpin-Steckspulen zur Reduktion von drehzahlabhängigen Verlusten durch Steigerung der Nutanzahl und Lochzahl,
- Zunahme der Anzahl an Hairpin-Steckspulen mit Sondergeometrie bei einer gesteigerten Leiteranzahl je Nut und gesehten Wicklungen sowie zur Einhaltung von Symmetrierandbedingungen bei Wicklungen mit parallelen Pfaden,
- Beschränkung der Komplexität des Wickelschemas, d. h. der Sonderverbindungen für Lagenwechsel, auf eine Wickelkopfseite – zumeist die Biegeseite,
- Einsatz von Leitern mit alternativen Geometrien zur Integration von Kühlsystemen sowie aus alternativen Werkstoffen – Aluminiumleiter und Litzenleiter – zur Reduktion von Materialkosten bzw. Wechselstromverlusten.

Darüber hinaus sei im Allgemeinen auf die von (Husain et al. 2021) aufgezeigten Entwicklungstrends im Kontext der Elektromobilität sowie hinsichtlich der Hairpin-Technologie auf die von (Zhao et al. 2019) veröffentlichte Zusammenfassung zum Einsatz von Flachdraht-Wicklungen in Wechselstrommaschinen und die damit einhergehenden Möglichkeiten bzw. Herausforderungen verwiesen.

Technologien und Prozesse zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung

Die **Prozesskette** zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Technologie besteht, wie in Abbildung 2-6 dargestellt, im technologischen Kern aus den vier Prozessschritten der Formgebung von Hairpin-Steckspulen sowie dem Einbringen, Twisten und Kontaktieren der Hairpin-Wicklung (Wirth et al. 2023c).

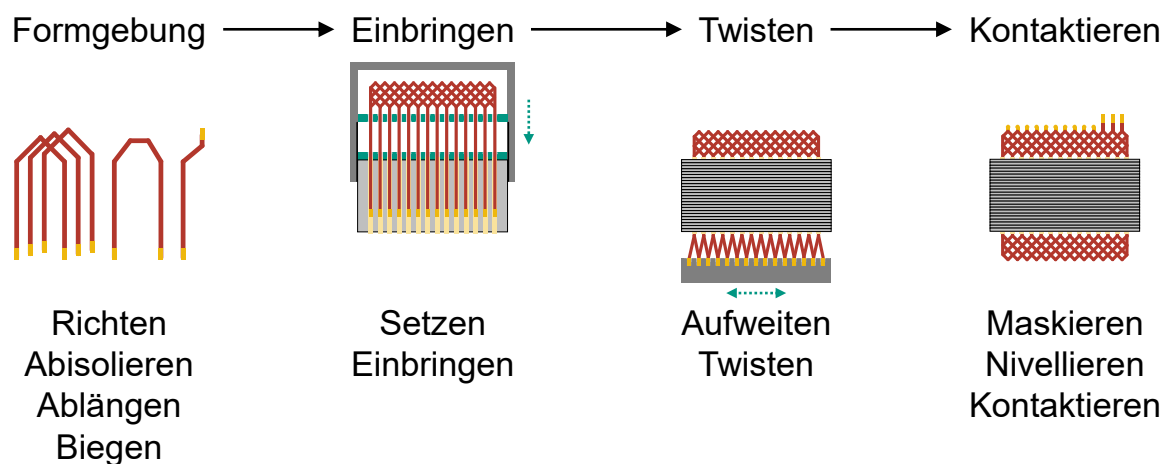


Abbildung 2-6: Prozesskette zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Technologie

In der maschinentechnischen Umsetzung der Prozesse bestehen mit spezifischen Vor- und Nachteilen verbundene Technologiealternativen (Riedel et al. 2018). Diese lassen sich im Kontext der durch umformtechnische Prozesse geprägten Prozessschritte der Formgebung und des Twistens in starre werkzeuggebundene Verfahren mit hoher Produktivität sowie sequenzielle werkzeuggebundene und kinematische Verfahren mit einer gesteigerten Flexibilität klassifizieren (Hausmann et al. 2022; Wirth et al. 2021). Darüber hinaus können die zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung eingesetzten **Produktionskonzepte** in konventionelle Transferstraßen und modulare Produktionssysteme gegliedert werden (Fleischer et al. 2022), wobei es die Modularisierung gestattet, der auf Seiten der Automobilzulieferer vorherrschenden Nachfrage nach flexiblen und skalierbaren Produktionslösungen gerecht zu werden (Fleischer et al. 2021b; Grumbach et al. 2021). Weiterhin können durch die Einhaltung von fertigungsgerechten **Gestaltungsrichtlinien** (Kampker et al. 2022c; Zou et al. 2022) und den entwicklungsbegleitenden Einsatz von digitalen Prozessmodellen zur virtuellen Prozessabsicherung (Fleischer et al. 2021a) die von der elektromagnetischen Auslegung und Konstruktion der Hairpin-Wicklung abhängige Komplexität der Fertigungsprozesse reduziert und deren Robustheit gesteigert werden. Zudem bestehen zwischen den Prozessschritten, den Fertigungs- und Montageprozessen sowie den eingesetzten

Halbzeugen komplexe **Wechselwirkungen**, die mittels prozessübergreifender Fehlermöglichkeits- und Einflussanalysen aufgezeigt (Kampker et al. 2018b; Kampker et al. 2020c) und in numerischen bzw. experimentellen Versuchsreihen am Beispiel der Formgebung sowie des laserbasierten Kontaktierens nachgewiesen werden konnten (Gläßel 2020, S. 138–140; Wirth & Fleischer 2019).

Vor diesem Hintergrund werden die Prozessschritte zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung im Folgenden unter Berücksichtigung technologischer Alternativen, automobiler Qualitätsanforderungen und des Einflusses von produktseitigen Entwicklungstrends beschrieben.

Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Der vierstufige Prozessschritt der Hairpin-Formgebung stellt den Ausgangspunkt der Prozesskette zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Technologie dar, weshalb im Kontext der Formgebung auftretende Fehlerbilder einen großen Einfluss auf die nachgelagerten Prozessschritte aufweisen (Kampker et al. 2020c). Wie in Abbildung 2-7 dargestellt, umfasst der Prozessschritt aufgrund der maschinenspezifischen Umsetzung die vorbereitenden Teilprozesse des Richtens, Abisolierens und Ablängens von Kupferflachdraht sowie das eigentliche Biegen der Hairpin-Steckspulen; die Reihenfolge der Teilprozesse kann in Abhängigkeit des spezifischen Maschinenkonzeptes variieren (Wirth et al. 2023a). Im **Richtprozess** wird der bevorzugt auf standardisierten Mehrwegspulen des Typs K500 oder K710 (vgl. DIN EN 60264-2-2) angelieferte Kupferflachdraht nach dem passiv gebremsten oder aktiv gesteuerten Abrollen in beiden Hauptebenen gerichtet, um die lagenabhängige Ausgangskrümmung und Eigenspannungen zu minimieren (Mayr et al. 2022). Hierfür werden in industriellen Anwendungen zumeist sieben bis elf Richtrollen mit drahtspezifischen Einstichen eingesetzt (Wirth et al. 2023a). Aufgrund des hohen Einflusses der Richtqualität auf die in den nachfolgenden Prozessschritten erzielbare Qualität und zur Beschleunigung manueller Einstellprozesse stellt der Einsatz von maschinellen Lernverfahren zur automatisierten Parametrierung von Richtprozessen einen aktuellen Forschungsgegenstand dar (Mayr et al. 2022). Nach dem Richten des Kupferflachdrahtes wird die Isolationsbeschichtung im **Abisolierprozess** an den späteren Kontaktierstellen, d. h. den beiden Spulenenden, abgetragen. Hierfür können thermische, mechanische und laserbasierte Verfahren eingesetzt werden (Gläßel 2020, S. 69 f.), wobei spanende Fräs- und Stoßprozesse sowie laserbasierte Prozesse als industrieller Standard anzusehen sind (Gläßel et al. 2020;

Seefried et al. 2021). Auf das Abisolieren des Kupferflachdrahtes folgt das **Ablängen** von Drahtsegmenten mit einer der abgewickelten Hairpin-Geometrie entsprechenden Länge im Scherschneidverfahren (Kampker et al. 2018b). Das **Biegen** der Hairpin-Steckspulen stellt meist den abschließenden Teilprozess des Prozessschrittes dar und kann in Abhängigkeit der geforderten Stückzahlen sowie der Form der zu fertigenden Hairpin-Geometrien mittels werkzeuggebundener, sequenzieller werkzeuggebundener und kinematischer Biegeverfahren erfolgen (Wirth et al. 2021); für eine detaillierte Beschreibung der Biegeprozesse und -maschinen sei auf Abschnitt 3.1.3 verwiesen. Mit den produktseitigen Entwicklungstrends gehen über eine steigende Anzahl der zu fertigenden Hairpin-Steckspulen hinaus eine Zunahme des Aspektverhältnisses und eine Abnahme der Querschnittsfläche der Kupferflachdrähte einher. Hieraus resultieren sowohl Veränderungen der durch umformtechnische Wirkmechanismen bedingten Spuleneigenschaften wie der Randfaserdehnungen und Querschnittsausprägungen (Fleischer et al. 2021a) als auch zunehmende Auswirkungen von Stabilitätsproblemen (Barbieri et al. 2022) und dynamischen Effekten auf die erzielbare Fertigungsgenauigkeit. Weiterhin weisen Litzenleiter im Vergleich zum etablierten Kupferflachdraht ein verändertes Umformverhalten auf (Riedel et al. 2022).

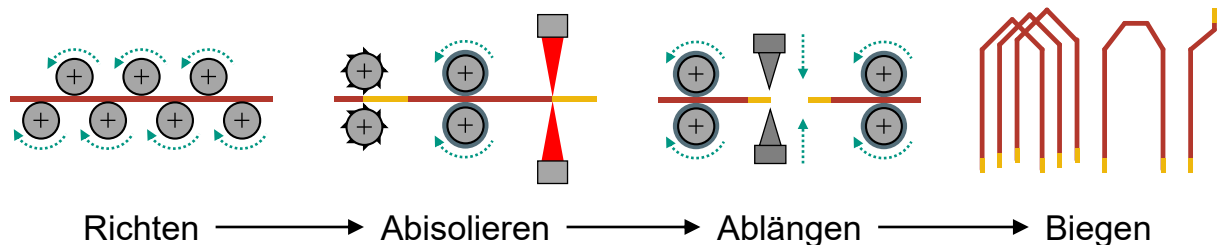


Abbildung 2-7: Fertigungsprozesse zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Setzen und Einbringen der Hairpin-Steckspulen in das Statorblechpaket

Der Prozessschritt des Einbringens der Hairpin-Steckspulen in das Statorblechpaket lässt sich, wie in Abbildung 2-8 dargestellt, in die aufeinanderfolgenden Teilprozesse des Setzens, Greifens und axialen Einbringens gliedern (Riedel et al. 2018). Im **Setzprozess** werden die Hairpin-Steckspulen unter Berücksichtigung des Wickelschemas in einer Hilfsvorrichtung zu vollständigen, lagenweisen oder segmentierten Hairpin-Körben assembliert, wobei zur Verkürzung der Prozesszeiten statt konventioneller Industrieroboter zunehmend hochdynamische Sonderkinematiken eingesetzt werden (Fraider et al. 2023). Das Setzen in eine Hilfsvorrichtung dient der Vermeidung von Kollisionen im Wickelkopf und ermöglicht eine Aufweitung der geometrischen

Toleranzen der Hairpin-Steckspulen (Wirth et al. 2023b). Die Bereitstellung der Hairpin-Steckspulen kann in Abhängigkeit des Formgebungskonzeptes sequenziell (variantenflexible Formgebung) oder aus einem geordneten Speicher (geometriespezifische Formgebung) erfolgen. Nach dem Setzprozess werden die Hairpin-Körbe der Hilfsvorrichtung durch ein komplexes **Greifsystem** entweder vollständig oder lagenweise entnommen (Riedel et al. 2018), in tangentialer und radialer Richtung vorpositioniert sowie axial in die isolierten Nuten des Statorblechpaketes eingebracht (Fraider et al. 2023). Das vollständige Fügen der Hairpin-Körbe erfolgt zumeist im nachgelagerten **Einbringprozess**, wobei aufgrund von Geometriefehlern der Hairpin-Steckspulen für die Primär-isolation kritische Fügekräfte auftreten können (Fraider et al. 2023). Die an den offenen Spulendenden der Hairpin-Steckspulen aufgeprägten Fasen dienen in diesem Zusammenhang als Fügehilfe (Omlor et al. 2023a). Der produktseitige Entwicklungstrend zur Steigerung der Leiter- und Lagenanzahl führt zu erhöhten Prozesszeiten und damit einer zunehmenden Relevanz des Setzprozesses. Weitere technologische Herausforderungen resultieren aus der erhöhten Anzahl an Hairpin-Steckspulen mit Sondergeometrie, komplexen Wickelschemata zur Einhaltung von Symmetriebedingungen sowie der reduzierten Biegesteifigkeit von Flachdrähten mit hohem Aspektverhältnis.

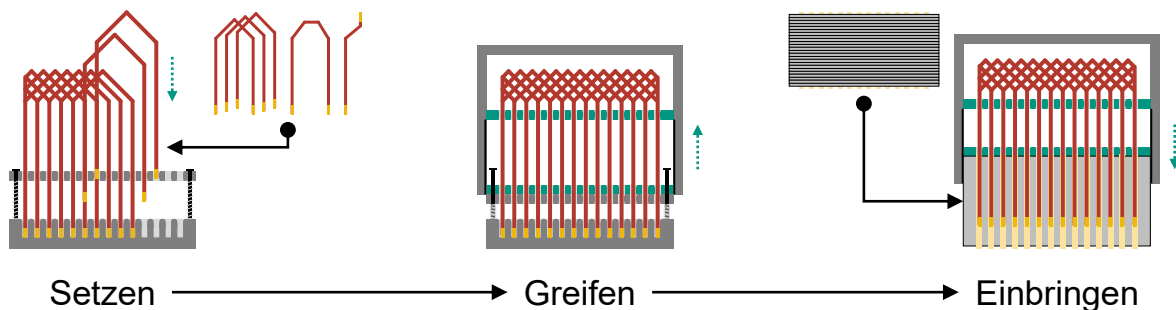


Abbildung 2-8: Handhabungs- und Fertigungsprozesse zum Einbringen von Hairpin-Steckspulen in das isolierte Statorblechpaket

Aufweiten und Twisten der Hairpin-Wicklung

Auf das axiale Einbringen der Hairpin-Körbe in das Statorblechpaket folgt der zwei-stufige Prozessschritt des Twistens, der zur Vorbereitung der nachgelagerten Kontaktierung der Spulensegmente dem Positionieren der offenen Spulendenden gemäß dem Wickelschema dient (Riedel et al. 2018). In Abhängigkeit der Komplexität des Wickelschemas auf der Twistseite der Hairpin-Wicklung sind symmetrische und asymmetrische Twistprozesse zu unterscheiden (Zou et al. 2022). Wie in Abbildung 2-9 dargestellt, umfasst der Prozessschritt mit dem radialen Aufweiten und dem tangentialen

Verschränken der offenen Spulenenden zwei umformtechnische Teilprozesse (Hausmann & Fleischer 2021). Das **radiale Aufweiten** ist notwendig, um den für das Einführen der Twistwerkzeuge erforderlichen Abstand zwischen den Spulenenden zu schaffen und hinreichend große Luftstrecken zwischen den Kontaktierstellen sicherzustellen (Riedel et al. 2018). Nach dem radialen Aufweiten der Hairpin-Wicklung werden die offenen Spulenenden in dem durch eine Axialbewegung überlagerten **Twistprozess** mit lagenweise gegenläufigem Richtungssinn in Umfangsrichtung umgeformt. In Abhängigkeit der Prozessführung sind die werkzeuggebundenen Prozessvarianten des simultanen und lagenweisen Twistens vom sequenziellen Twisten zu unterscheiden (Hausmann et al. 2022). Für die Umsetzung von simultanen und lagenweisen Twistprozessen sind komplexe Sondermaschinen und produktspezifische Werkzeuge notwendig, wobei jede simultan verschränkte Lage der Hairpin-Wicklung zur Prozessführung eine unabhängige Twistachse mit einem synchronisierten Translations- und Rotationsfreiheitsgrad erfordert (Hausmann & Fleischer 2021). Hinsichtlich der als Twistkronen bezeichneten Hauptwerkzeuge lassen sich offene Kammwerkzeuge mit lateraler und Taschenwerkzeuge mit umlaufender Drahtführung unterscheiden, die u. a. in Abhängigkeit des zur Verfügung stehenden Bauraums der Wicklung eingesetzt werden (Hausmann et al. 2022). Die für die Parametrierung der **werkzeuggebundenen Twistprozesse** notwendige Berechnung von produkt- und lagenspezifischen Kennlinien zur Axialkompensation in Abhängigkeit des Twistwinkels – gewöhnlich als Twistkurven bezeichnet – kann mittels analytischer und numerischer Näherungsmodelle (Hausmann et al. 2023) oder, ebenso wie die Werkzeugauslegung, FE-basierter Prozessmodelle erfolgen (Fleischer et al. 2021a). Das **sequenzielle Twisten** basiert hingegen auf der kinematischen Umformung von einzelnen Spulenenden bzw. Spulensegmenten in einem endengesteuerten Biegeprozess und kann hierdurch flexibel gesteuert werden; aufgrund der anspruchsvollen Prozessparametrierung und vergleichsweise geringen Robustheit ist die Prozessvariante jedoch noch nicht in der industriellen Anwendung etabliert (Hausmann et al. 2022). Wichtige **Qualitätsmerkmale** beim Twisten von Hairpin-Wicklungen stellen die Relativ- und Absolutpositionen der offenen Spulenenden in der Tangential- und Radialrichtung des Stators, axiale Verschiebungen der Hairpin-Steckspulen im Statorblechpaket sowie die prozessbedingte Torsion und Längung des Flachdrahtes dar (Hausmann & Fleischer 2021). Während simultane und lagenweise Twistprozesse durch eine Steigerung der Nutanzahl im Wesentlichen hinsichtlich der zur Prozessführung notwendigen Drehmomente und Axialkräfte sowie

des zur Verfügung stehenden Bauraums beeinflusst werden, erfordert eine Steigerung der Lagenanzahl eine lagenweise Prozessführung oder – im Fall des simultanen Twistens – die maschinenspezifische Integration von zusätzlichen Twistachsen. Da die Komplexität des Wickelschemas bevorzugt auf der Biegeseite der Hairpin-Wicklung abgebildet wird, wird der Prozessschritt durch die zunehmende Anzahl an Hairpin-Steckspulen mit Sondergeometrie nur in Ausnahmefällen beeinflusst. Mit dem Einsatz von Flachdrähten mit hohem Aspektverhältnis gehen aufgrund der zunehmenden Neigung zur Torsion jedoch technologische Herausforderungen einher (Hausmann et al. 2020).

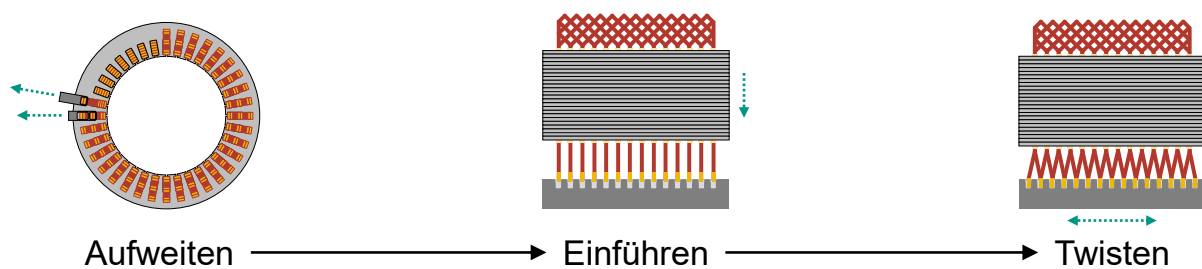


Abbildung 2-9: Fertigungsprozesse zum Twisten von Hairpin-Wicklungen

Kontaktieren der Hairpin-Wicklung

Nach der dem Wickelschema entsprechenden Positionierung der offenen Spulenenenden werden die Hairpin-Steckspulen im mehrstufigen Prozessschritt des Kontaktierens durch Stoffschluss zu einer durchgängigen Wellenwicklung gefügt (Riedel et al. 2018). Trotz der grundsätzlichen Eignung diverser Umform-, Schweiß- und Lötverfahren (Gläßel 2020, S. 21) werden zur Kontaktierung von Hairpin-Wicklungen bevorzugt Laserstrahlschweißverfahren eingesetzt. Gründe hierfür stellen die eingeschränkte Zugänglichkeit der Spulenenenden, die vom Prozess geforderte Taktzeit, der zulässige Energieeintrag sowie die produktseitigen Anforderungen an den Übergangswiderstand und die mechanische Festigkeit der Verbindung dar (D'Arcangelo et al. 2024; Gläßel et al. 2017; Gläßel 2020, S. 122–126). Die zur Kontaktierung eingesetzten **Lasersysteme** lassen sich in Abhängigkeit des Funktionsprinzips der Laserquelle (Faser- oder Scheibenlaser), der Leistung von ca. 3–8 kW, dem Faserdurchmesser von ca. 50–400 µm in Kern- und Ringfaser sowie der grünen, blauen oder infraroten Wellenlänge des emittierten Laserstrahls unterscheiden (D'Arcangelo et al. 2024; Gläßel et al. 2019a). In der industriellen Anwendung sind infrarote Scheibenlaser mit hoher Leistung und kleinem Faserdurchmesser als Stand der Technik anzusehen, da diese bei kurzen Prozesszeiten und geringem Energieeintrag eine große Einschweißtiefe ermöglichen (D'Arcangelo

et al. 2024). Das Kontaktieren erfolgt aufgrund der mit dem Einsatz inerter Prozessgase verbundenen Kosten überwiegend bei Raumatmosphäre, obgleich durch (Glässel 2020, S. 111 f.; Omlor et al. 2023b) am Beispiel von Cu-ETP ein geringfügiges Potenzial zur Verbesserung der Fügequalität nachgewiesen werden konnte. Eine mit technologischen Vorteilen, aber höheren Investitionen verbundene Alternative zum Laserstrahlschweißen stellt das Elektronenstrahlschweißen dar (Tóth et al. 2021). Die im Kontaktierprozess erzielbare Qualität der Fügeverbindung wird maßgeblich durch Abhängigkeiten von vorgelagerten Prozessschritten beeinflusst (Glässel 2020, S. 49), weshalb die offenen Spulenenden zur Minimierung von Positions- und Lageabweichungen mit einer Maske gespannt werden müssen (Kampker et al. 2022b). Um axiale Positionsabweichungen zwischen den offenen Spulenenden zu kompensieren und die im Einbringprozess der Hairpin-Steckspulen vorteilhaften Fasen abzutragen, kann vor dem Maskieren in Abhängigkeit der produktspezifischen Anforderungen und des Maschinenkonzeptes ein optionaler **Nivellierprozess** erfolgen (Omlor et al. 2023a). Als produkt- und prozessseitige **Qualitätsmerkmale** sind der elektrische Übergangswiderstand und das Porenvolumen der Fügeverbindung, der Schutz der Isolationsbeschichtung vor thermischer Schädigung und die Minimierung von Schweißspritzern anzusehen (Glässel 2020, S. 72). Hierbei bestehen Korrelationen zwischen dem Übergangswiderstand, der Einschweißtiefe und der mechanischen Festigkeit (Glässel et al. 2019a) sowie zwischen der Porosität und der mechanischen Festigkeit der Fügeverbindung (D'Arcangelo et al. 2024). Wichtige werkstückseitige **Einflussgrößen** auf die Qualitätsmerkmale stellen sowohl radiale, tangentielle und axiale Positions- und Lageabweichungen der zu fügenden Spulenenden als auch die Geometrie, Oberflächenrauheit und -sauberkeit der Kontaktierstellen dar (Glässel et al. 2022). In experimentellen Versuchsreihen wurden der axiale und radiale Versatz der Spulenenden sowie die Geometrie und Sauberkeit der Kontaktierstellen als kritische Einflussfaktoren auf den Übergangswiderstand identifiziert (Glässel 2020, S. 138–140). Ebenso konnte ein negativer Einfluss des axialen und radialen Versatzes auf die Spritzerbildung im Prozess nachgewiesen werden (Omlor et al. 2022). Als wesentliche prozessseitige **Steuergrößen** sind die Laserleistung, die örtliche und zeitliche Leistungsmodulation, die Vorschubgeschwindigkeit, die Streckenenergie sowie die Schweißtrajektorie anzusehen (Glässel 2020, S. 84–97). Eine Erhöhung der Laserleistung und Streckenenergie bzw. eine Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit führen zu einem geringeren Übergangswiderstand respektive Porenvolumen, verstärken jedoch die Spritzerbildung

im Prozess (Gläsel 2020, S. 85 f.; Omlor et al. 2022; Omlor et al. 2023a). Örtliche und zeitliche Leistungsmodulationen haben nur einen geringen Einfluss auf die Spritzerbildung und führen tendenziell zu einer Zunahme des Übergangswiderstands (Gläsel 2020, S. 95–97). Zudem weisen die Schweißtrajektorie und Strahlführung einen Einfluss auf die Spritzerbildung sowie den Anbindungsquerschnitt und Übergangswiderstand auf (Gläsel 2020, S. 90–93; Omlor et al. 2023a). Hinsichtlich der Porenbildung sind durch die Prozessführung in kleiner Anzahl und großem Volumen bedingte Prozessporen von metallografischen Poren zu unterscheiden, die vom Leiterwerkstoff ausgehen und in großer Anzahl und kleinem Volumen auftreten (Omlor et al. 2023b). **Kontaktierfehler** können durch die Anwendung von datenbasierten Analyseverfahren auf Basis von optischen oder akustischen Prozessdaten identifiziert werden (Franz & Bruchwald 2020; Omlor et al. 2022). Darüber hinaus gestattet der Einsatz von bildbasierten 2D- und 3D-Messsystemen eine nachgelagerte Prognose der Fügequalität und Klassifikation der Fügeverbindungen (Mayr et al. 2018; Mayr et al. 2020; Vater et al. 2019), eine prozessbegleitende Analyse der Spritzerbildung (Hartung et al. 2021) und eine Rekonstruktion der Fügegeometrie (Hartung et al. 2023). Hierdurch werden sowohl eine gezielte Adaption von Prozessparametern (Meiners et al. 2020) als auch eine Auswahl der Nacharbeitsstrategie (Vater et al. 2020) ermöglicht. Eine weitere Möglichkeit zur adaptiven Parametrierung, prozessbegleitenden Beobachtung und datenbasierten Analyse von laserbasierten Kontaktierprozessen im Kontext der Hairpin-Technologie stellt die optische Kohärenztomographie (OCT) dar (Baader et al. 2021; Will et al. 2023). Hinsichtlich des produktseitigen Entwicklungstrends zum Einsatz von Leitern mit hohem Aspektverhältnis und vergleichsweise geringer Querschnittsfläche ist das Laserschweißverfahren als robust anzusehen (Gläsel 2020, S. 101; Seefried et al. 2021).

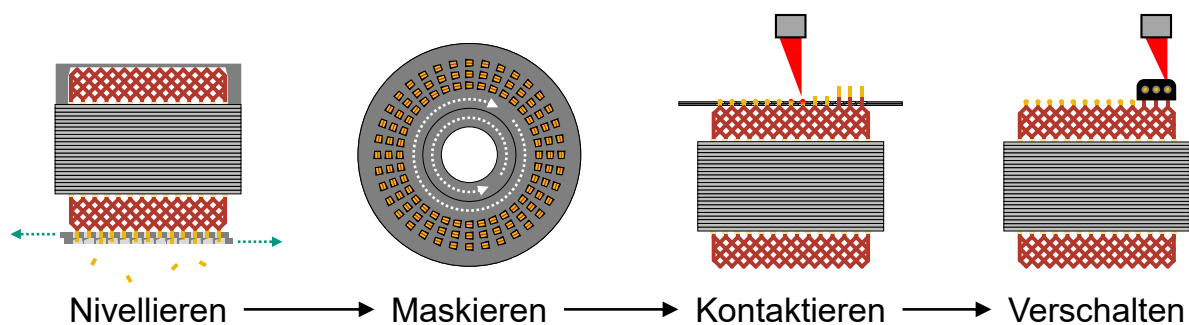


Abbildung 2-10: Fertigungsprozesse zum Kontaktieren von Hairpin-Wicklungen

2.3 Prozessmodellierung in der Wickel- und Profilbiegetechnik

Digitale Prozessmodelle stellen nach (VDI 4499 Blatt 1, S. 48) eine vereinfachte Abbildung von technischen Systemen dar und ermöglichen als solche die Prognose von werkstückspezifischen Eigenschaften in Abhängigkeit der zur Fertigung eingesetzten Technologien sowie der produktseitigen Merkmale wie dem Werkstoff und der geometrischen Gestalt (Hehenberger 2011, S. 38). Durch den Einsatz von digitalen Prozessmodellen als Bindeglied von Produktentwicklung und Produktion können technologische Wirkbeziehungen und Wechselwirkungen bereits in frühen Phasen des Produktentstehungsprozesses bewertet und die gewonnenen Erkenntnisse für iterative Optimierungen genutzt werden (Roll 2012, S. 92–94; VDI 4499 Blatt 1, S. 3 f.). Hierdurch können die Effizienz in der Entwicklung, Planung und Produktion gesteigert, Kosten im Produktionsanlauf reduziert sowie die Time-to-Market bei einer gleichzeitigen Steigerung der Qualität verkürzt werden (Bracht et al. 2018, S. 16 f.).

Hinsichtlich der Umsetzung von digitalen Prozessmodellen sind die zur Abbildung der Wirkbeziehungen genutzten **Modellierungsmethoden** von den zur Implementierung des Modells eingesetzten Softwarewerkzeugen zu unterscheiden (Bracht et al. 2018, S. 85–87). Weiterhin sind in Abhängigkeit der Modellierungsmethode sowie der Datenbasis physikalische und empirische Prozessmodelle zu differenzieren (Hehenberger 2011, S. 38 f.). Im spezifischen Anwendungskontext der Hairpin-Technologie kann durch den entwicklungsbegleitenden Einsatz von physikalischen Prozessmodellen u. a. eine fertigungsgerechte Gestaltung der produktseitigen Merkmale sichergestellt werden (Fleischer et al. 2021a). Hierdurch kann Effizienznachteilen begegnet werden, die mit klassischen, überwiegend auf dem Bau von physischen Prototypen basierenden Produktentstehungsprozessen einhergehen (Kampker et al. 2020a).

Die für die vorliegende Dissertation relevanten **physikalischen Prozessmodelle** in der Umformtechnik können nach (Kleiner 1991, S. 7–9) in Abhängigkeit des eingesetzten Berechnungsverfahrens in analytische, halbanalytische und numerische Modellierungsansätze gegliedert werden. **Analytische Berechnungsverfahren** ermöglichen eine geschlossene Lösung der ein kontinuierliches System charakterisierenden Differentialgleichungen, sind in der Anwendung jedoch auf einfache Geometrien beschränkt und erfordern daher zumeist Vereinfachungen wie die Linearisierung von materiellen und geometrischen Nichtlinearitäten (Heller et al. 2015, S. 166; Nasdala 2015, S. 8 f.). **Halbanalytische Berechnungsverfahren** weisen ähnliche Merkmale wie analytische

Lösungsansätze auf, gestatten durch die räumliche Diskretisierung des zu modellierenden Systems mit einfachen Geometrieelementen und die Formulierung von geometrischen Koppelbedingungen jedoch die Berechnung von numerischen Näherungslösungen für Anwendungen, die mittels analytischer Methoden nicht beschrieben werden können (Kleiner 1991, S. 8). **Numerische Berechnungsverfahren** basieren hingegen auf einer zeitlichen und räumlichen Diskretisierung der Differentialgleichungssysteme und sind daher in der Anwendung kaum beschränkt, gehen aufgrund des iterativen Lösungsverfahrens jedoch mit einem hohen Berechnungsaufwand einher (Heller et al. 2015, S. 170 f.; Wagner 2017, S. 2 f.). Die physikalische Modellierung von Umformprozessen erfordert zudem die mathematische Beschreibung der kinematischen Beziehungen in Form von Verschiebungen und Verzerrungen, des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens durch ein geeignetes Stoffgesetz, eines Fließkriteriums und einer Fließregel sowie die Berücksichtigung von statischen und dynamischen Gleichgewichtsbedingungen. Darüber hinaus sind durch die Prozessführung bedingte Verschiebungs- bzw. Kraftrandbedingungen zu definieren. (Heller et al. 2015, S. 161 f.; Kleiner 1991, S. 19 f.; Knothe & Wessels 2017, S. 23–26)

Eine effektive, aber anwendungsspezifische Alternative zur mathematischen Beschreibung von Fertigungsprozessen stellen **datenbasierte Modellierungsansätze** auf Grundlage von Regressionsverfahren und künstlichen neuronalen Netzen dar (Hehenberger 2011, S. 39). In diesem Zusammenhang sind in Abhängigkeit des Ursprungs der Datenbasis empirische Modelle, die auf experimentellen Untersuchungen beruhen, von auf numerischen Versuchsreihen basierenden Metamodellen, die auch als Näherungs- oder Ersatzmodelle bzw. im Englischen als Surrogate-Modelle bezeichnet werden, zu unterscheiden (Siebertz et al. 2017, S. 231 f.).

2.3.1 Analytische und numerische Prozessmodellierung

Die **elementare Biegetheorie** wurde zu Beginn des 20. Jahrhunderts durch Ludwik veröffentlicht und stellt eine in der industriellen Anwendung häufig eingesetzte Methode zur analytischen Beschreibung von Biegeprozessen dar (Chatti et al. 2012, S. 576). Der physikalische Modellierungsansatz basiert auf der mathematischen Beschreibung des umzuformenden Werkstücks durch voneinander unabhängige Fasern mit einer linearen Dehnungsverteilung sowie zugehörigen Zug- und Druckspannungen (Heller et al. 2015, S. 145). Um hierdurch eine geschlossene Lösung von umformtechnischen Problemstellungen zu ermöglichen, sind jedoch vereinfachende Annahmen notwendig

(Reissner et al. 1990, S. 248), die einen Einsatz im Kontext der mit komplexen Querschnitten und Dehnungszuständen verbundenen Profilbiegetechnik einschränken:

- Momentenbiegung mit kreisförmiger Biegelinie,
- Dickenkonstanz sowie ebener Formänderungszustand aufgrund geringer Werkstückdicke im Vergleich zur Werkstückbreite,
- Bernoulli-Hypothese: Querschnitte bleiben im gebogenen Zustand eben und verlaufen senkrecht zur Werkstückoberfläche bzw. parallel zur Biegeachse,
- Eingrenzung von Spannungen auf die Umfangsrichtung; Vernachlässigung von Spannungen in Breiten- und Dickenrichtung des umgeformten Werkstücks,
- Werkstoff ist homogen, isotrop und inkompressibel mit Zug-Druck-Symmetrie.

Eine analytische Methode zur Berechnung von **Rückfederungseffekten** basiert auf dem Superpositionsprinzip der auf das Werkstück einwirkenden Biegemomente (Chatti et al. 2012, S. 580). Unter der Annahme einer rein elastischen Entlastung des elastisch-plastisch umgeformten Werkstücks ergibt sich mit dem Biegemoment M_B und dessen elastischen bzw. plastischen Anteilen Gleichung 2-1. Diese geht unter Berücksichtigung der linearen Abhängigkeit des Biegemomentes von der Krümmung – dem Kehrwert des Biegeradius R – mit dem Elastizitätsmodul E und dem axialen Flächenträgheitsmoment I_B in Gleichung 2-2 über (Heller et al. 2015, S. 149–153).

$$M_B^p = M_B - M_B^e \quad 2-1$$

$$\frac{1}{R^p} = \frac{1}{R} - \frac{1}{R^e} = \frac{1}{R} - \frac{M_B}{E I_B} \quad 2-2$$

Ein analytisches Modell zur elastisch-plastischen Biegung von Rund- und Flachdrähten mit exponentiell verfestigendem Werkstoffverhalten wurde durch (Baragetti 2006) beschrieben. Da das Modell auf den Annahmen der Bernoulli-Hypothese basiert, ist dessen Gültigkeit jedoch auf kleine Krümmungen beschränkt und damit nicht auf den für die Formgebung von Hairpin-Steckspulen wichtigen Anwendungsfall des Hochkantbiegens übertragbar. Hierfür ist eine **Erweiterung der elementaren Biegetheorie** notwendig, die erstmals in (Wolter 1952) beschrieben und u. a. durch (Lippmann 1959) und (Oehler 1967) diskutiert wurde. Da die beim Hochkantbiegen eines Werkstücks auftretenden großen Deformationen entgegen der grundlegenden Annahmen der elementaren Biegetheorie zu einer Veränderung der Relativposition der Fasern führen (Reissner et al. 1990, S. 253), sind in Anlehnung an (Wolter 1952, S. 5) und (Heller et al. 2015, S. 153–155) in Abhängigkeit des geometrischen Abstands von der

ursprünglichen Profilmittellinie y_0 und des Spannungszustands σ bzw. Dehnungszustands ε die in Abbildung 2-11 dargestellten Fasern zu differenzieren:

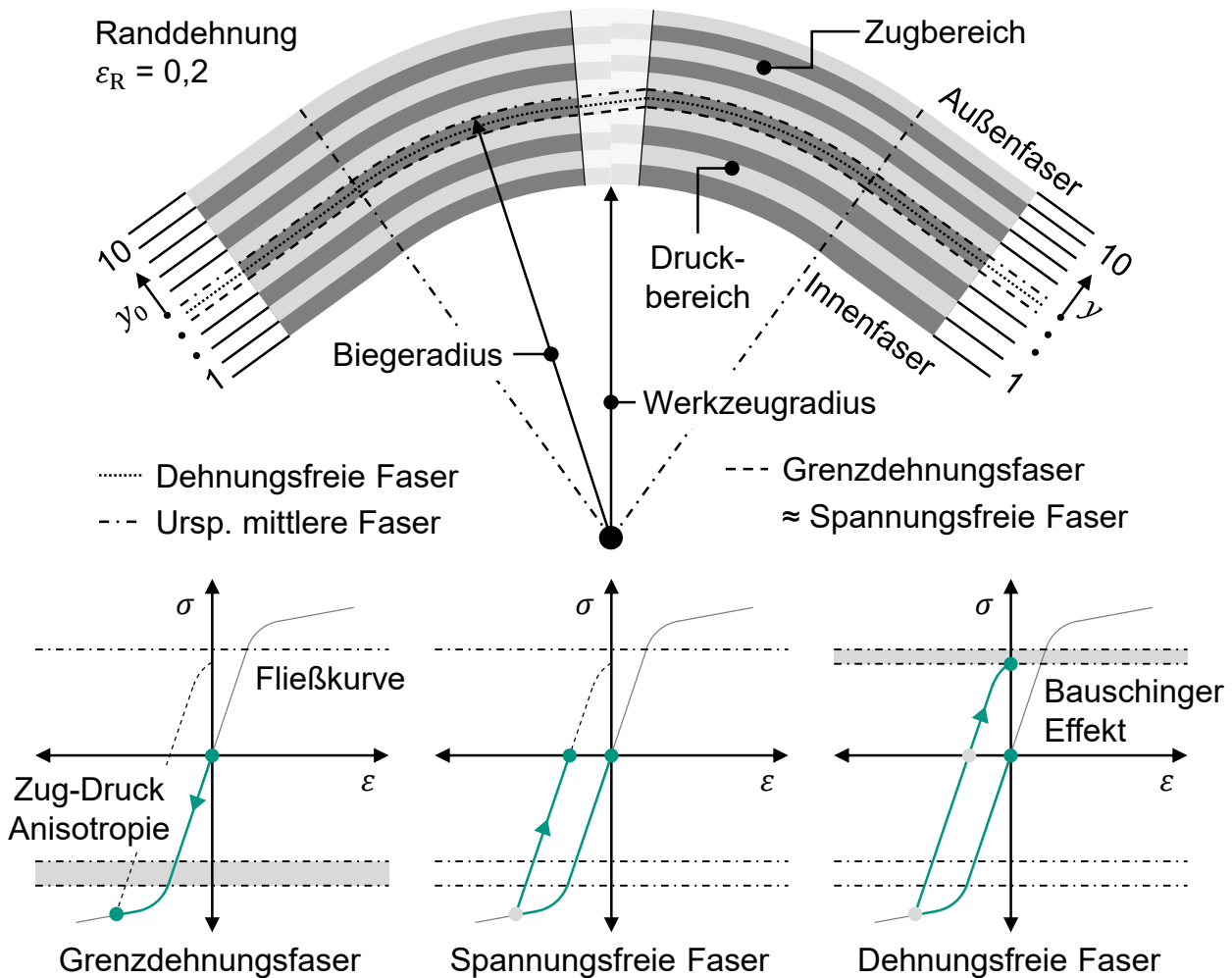


Abbildung 2-11: Formänderungszustand und Belastungspfade beim plastischen Hochkantbiegen von rechteckigen Werkstücken

- Ursprüngliche mittlere Faser, die vor der plastischen Biegeumformung dem Verlauf der Profilmittellinie des Werkstücks in der Biegeebene entspricht,
- Mittlere Faser, die nach der plastischen Biegeumformung entlang der geometrischen Mittellinie des umgeformten Werkstücks in der Biegeebene verläuft,
- Dehnungsfreie Faser, die nach der plastischen Biegeumformung weiterhin die ursprüngliche Länge in Umfangsrichtung aufweist,
- Spannungsfreie Faser, in der nach der plastischen Biegeumformung keine Spannungen in Umfangsrichtung auftreten,
- Grenzdehnungsfaser, die während der plastischen Biegeumformung ausschließlich in Umfangsrichtung gestaucht wird und im Übergang zur Dehnung steht.

Die Bedeutung der „neutralen Faser“, die bei einer elastischen Biegeumformung weder Längenänderungen erfährt noch Spannungen aufweist und somit der ursprünglichen mittleren Faser des Werkstücks entspricht, ist hingegen auf den Gültigkeitsbereich der elementaren Biegetheorie und somit auf kleine Deformationen beschränkt (Heller et al. 2015, S. 153; Wolter 1952, S. 9–11).

Die Verlagerung y_M der mittleren Faser aus dem Druckbereich des Werkstücks hin zur geometrischen Mittellinie kann auf Grundlage von (DIN 6935, S. 8) in Abhängigkeit des Biegeradius R_W der Biegeform und der ursprünglichen Dicke s_0 des Werkstücks in der Biegeebene näherungsweise durch Gleichung 2-3 ermittelt werden.

$$y_M = \frac{s_0}{2} \left(0,35 + \frac{1}{2} \log \left(\frac{s_0}{R_W} \right) \right) \quad 2-3$$

Die in einer beliebigen Faser des umzuformenden Werkstücks durch die Biegeumformung in Umfangsrichtung auftretende Dehnung ε kann nach (Reissner et al. 1990, S. 253; Wolter 1952, S. 11) in Abhängigkeit des Betrags der Randfaserdehnung ε_R und des richtungsabhängigen Abstands y_0 der zu analysierenden Faser von der ursprünglichen mittleren Faser – d. h. der Profilmittellinie – durch Gleichung 2-4 berechnet werden. Durch Anwendung der Gleichung ergibt sich in Abhängigkeit der Randfaserdehnung und des auf die Dicke des Werkstücks in der Biegeebene normierten Abstands zur ursprünglichen mittleren Faser der in Abbildung 2-12 dargestellte Dehnungsverlauf.

$$\varepsilon = \frac{y}{R_0} = \sqrt{1 + 4 \frac{y_0}{s_0} \varepsilon_R + \varepsilon_R^2} - 1 \quad 2-4$$

Mit dem Biegeradius der ursprünglichen mittleren Faser R_0 , dem geometrischen Zusammenhang $\varepsilon_R = s_0/(2R_0)$ und der Forderung $\varepsilon = 0$ resultiert aus Gleichung 2-4 zudem der in Richtung des Biegezentrum orientierte Faserabstand der dehnungsfreien Faser $y_D^0 = s_0^2/(8R_0)$ vor dem Biegen zur ursprünglichen mittleren Faser (Wolter 1952, S. 12). Der gerichtete Abstand der Grenzdehnungsfaser y_G^0 vor dem Biegen zur ursprünglichen mittleren Faser – von (Wolter 1952, S. 11) unter Vernachlässigung von elastischen Dehnungsanteilen als spannungsfreie Nullschicht bezeichnet – ergibt sich mit der differentiellen Forderung $d\varepsilon/d\varepsilon_R = 0$ zu $y_G^0 = s_0^2/(4R_0)$. Des Weiteren können durch Umformungen die durch den Biegeprozess bedingten Verschiebungen der ursprünglichen mittleren Faser $y_{uM} = R_0(\sqrt{1 + (s_0/(2R_0))^2} - 1)$ und der Grenz-

dehnungsfaser $y_G = R_0(\sqrt{1 - (s_0/(2R_0))^2} - 1)$ gegenüber der mittleren Faser ermittelt werden (Wolter 1952, S. 11 f.). Wesentliche Grundlagen des dargelegten Lösungsansatzes stellen die Annahmen einer volumenerhaltenden Biegeumformung und konstanter Blechdicke dar, die für ein unter Zug- und Druckbelastung symmetrisches Werkstoffverhalten allgemeine Gültigkeit besitzen (Reissner et al. 1990, S. 253 f.).

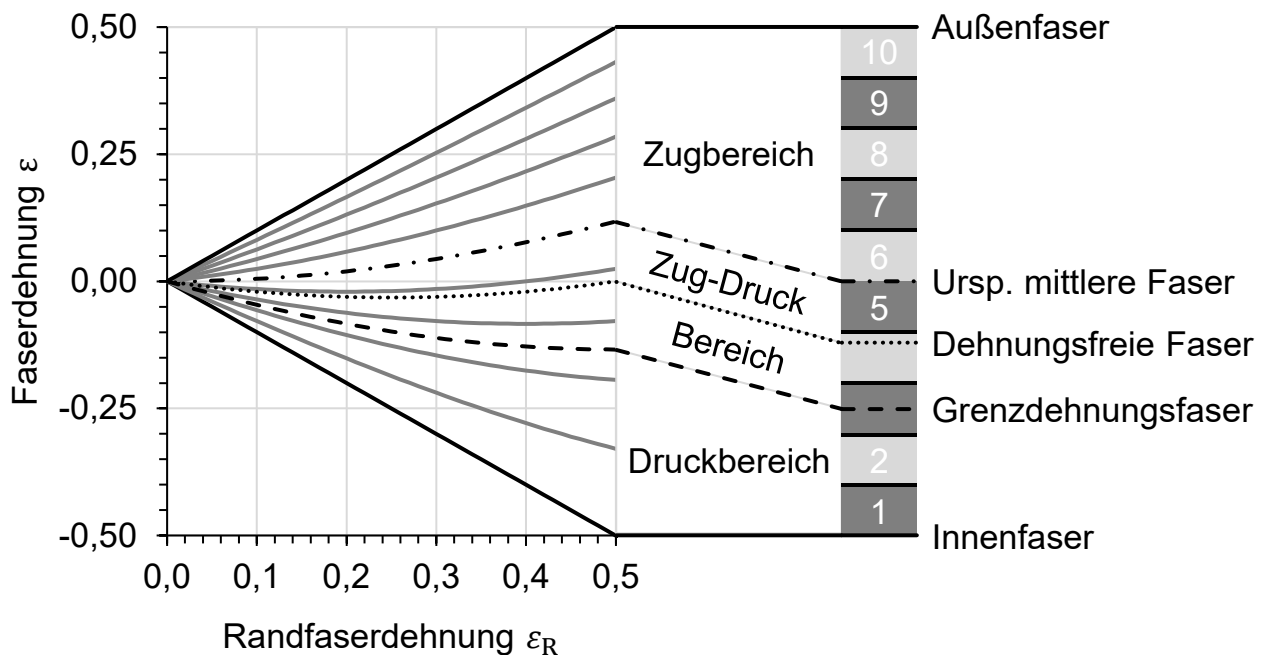


Abbildung 2-12: Belastungszustand eines rechteckigen Werkstücks nach dem plastischen Hochkantbiegen in Abhängigkeit der Randfaserdehnung

2.3.2 Datenbasierte Prozessmodellierung

Datenbasierte Prozessmodelle ermöglichen eine genaue Beschreibung der spezifischen Wirkbeziehungen zwischen den Ein- und Ausgangsgrößen von technischen Systemen, sind im Gegensatz zu physikalischen Prozessmodellen aber nur eingeschränkt auf verwandte Problemstellungen übertragbar (Hehenberger 2011, S. 38). Innerhalb der Gruppe der datenbasierten Prozessmodelle sind empirische Black-Box-Modelle von auf physikalischen Zusammenhängen basierenden Metamodellen – auch als Grey-Box-Modelle bezeichnet – zu unterscheiden (Rau 2003, S. 5 f.; Sturm 2000, S. 15 f.). Während beide Modellierungsansätze auf ähnlichen mathematischen Methoden basieren, unterscheiden sich diese hinsichtlich der Generierung, Struktur und Qualität der Datenbasis (Siebertz et al. 2017, S. 181 f.). So stellt die Grundlage von **empirischen Prozessmodellen** eine durch die gezielte Variation von Prozessparametern in experimentellen Versuchsreihen erarbeitete Datenbasis dar, die durch Störgrößen bedingte

Streuungen umfasst (Dean et al. 2017, S. 765). Um den statistischen Einfluss der Störgrößen zu minimieren, werden u. a. Konzepte der Randomisierung, Wiederholung und Blockbildung verfolgt (Siebertz et al. 2017, S. 87–100). **Physikalische Metamodelle** basieren hingegen auf den Ein- und Ausgangsgrößen numerischer Versuchsreihen und somit auf einer von statistischen Effekten unabhängigen Datenbasis (Santner et al. 2018, S. 1–3). Ziel der empirischen Prozessmodellierung ist es, die Wirkung der Eingangsgrößen eines Prozesses auf dessen Ausgangsgrößen auf Grundlage von experimentellen Beobachtungen quantitativ zu beschreiben (Kleppmann 2020, S. 6 f.). Physikalische Metamodelle dienen hingegen der ersatzweisen Abbildung von Wirkbeziehungen zwischen den Ein- und Ausgangsgrößen numerischer Prozessmodelle mit einer gesteigerten Effizienz und ausreichenden Genauigkeit (Siebertz et al. 2017, S. 231 f.). Dabei werden aufgrund des deterministischen Systemverhaltens **statistische Versuchspläne** bevorzugt, die den Parameterraum gleichmäßig ausfüllen und keine Wiederholungen enthalten – sogenannte Latin-Hypercube-Designs (Dean et al. 2017, S. 772–774). Im Kontext der empirischen Prozessmodellierung werden hingegen häufig quadratische Versuchspläne wie das Central-Composite-Design eingesetzt (Kleppmann 2020, S. 234).

Die in die datenbasierte Modellierung einbezogenen **Ein- und Ausgangsgrößen** des Prozesses sind nach (Kleppmann 2020, S. 12 f.) wie folgt zu klassifizieren:

- Zielgrößen: Ausgangsgrößen des zu modellierenden Prozesses,
- Einflussgrößen: Eingangsgrößen, die Zielgrößen des Prozesses beeinflussen,
- Steuergrößen: Einflussgrößen, die als Prozessparameter gezielt manipuliert werden können,
- Störgrößen: Einflussgrößen, die nicht vorgegeben werden können.

Die zur datenbasierten Modellierung als Teil des Versuchsplans variierten Prozessparameter werden als Faktoren bezeichnet, die von den Faktoren eingenommenen quantitativen oder qualitativen Werte als Faktorstufen. Die mittlere Wirkung eines Faktors auf die zu modellierenden Zielgrößen des Prozesses wird als Effekt bezeichnet (Siebertz et al. 2017, S. 12), Abhängigkeiten von Effekten eines Faktors von den Faktorstufen anderer Faktoren hingegen als Wechselwirkung (Siebertz et al. 2017, S. 15).

In Abhängigkeit der Komplexität des zu modellierenden Prozesses finden auf einfachen Ansatzfunktionen basierende **Regressionsmodelle** ebenso Verwendung wie komplexe Methoden des maschinellen Lernens (Kleppmann 2020, S. 288–290). Lineare

und polynomielle Ansatzfunktionen werden im Kontext der empirischen Prozessmodellierung eingesetzt, um Effekte und Wechselwirkungen vieler Faktoren einfach zu beschreiben (Siebertz et al. 2017, S. 23). Statistische Methoden wie die Gauß'sche Prozessregression, komplexe Interpolationsmethoden wie Kriging und Methoden des maschinellen Lernens finden hingegen insbesondere dann Verwendung, wenn nichtlineare Effekte und Wechselwirkungen von vergleichsweise wenigen Faktoren mit vielen Faktorstufen zu erwarten sind – wie im Fall der physikalischen Metamodellierung (Dean et al. 2017, S. 767 f.; Siebertz et al. 2017, S. 186). **Methoden des maschinellen Lernens** lassen sich in überwachte, unüberwachte und bestärkende Modellierungsansätze gliedern (Frochte 2021, S. 21–27), wobei zur datenbasierten Prozessmodellierung vornehmlich überwachte Regressionsmethoden wie künstliche neuronale Netze eingesetzt werden (Mockenhaupt 2021, S. 138 f.). Diese ermöglichen es, Zielgrößen durch die ein- oder mehrstufige Verkettung und anwendungsspezifische Gewichtung von nichtlinearen Ansatzfunktionen auf Basis von vergleichsweise wenigen Faktoren vorherzusagen (Siebertz et al. 2017, S. 23).

Die statischen Konfigurationsparameter **künstlicher neuronaler Netze** werden als Hyperparameter bezeichnet und umfassen die Anzahl der Schichten, die Anzahl der Neuronen je Schicht, die Art der Aktivierungsfunktion sowie die trainingspezifischen Parameter der Lernrate und Batchgröße (Matzka 2021, S. 130–133). Darüber hinaus sind ein Optimierungsalgorithmus und die maximale Anzahl an Trainingsepochen zu definieren (Alpaydin 2022, S. 309–311; Frochte 2021, S. 244–247). Zur Verbesserung der Prognosegenauigkeit auf unbekanntem Datensätzen müssen die **Hyperparameter** und damit die Komplexität des künstlichen neuronalen Netzes im Vorfeld der Metamodellierung an die anwendungsspezifischen Rahmenbedingungen angepasst werden, wobei es sowohl eine Unter- als auch eine Überanpassung – häufig als Under- und Overfitting bezeichnet – an die zum Training genutzten Datensätze zu vermeiden gilt (Goodfellow et al. 2018, S. 133 f.; Hagan et al. 2002, S. 969 f.). Unteranpassungen treten auf, wenn die Komplexität des neuronalen Netzes zu gering ist, um die nichtlinearen Effekte der Eingangs- auf die Zielgrößen sowie deren Wirkbeziehungen abzubilden; Überanpassungen sind hingegen auf eine im Vergleich zum Umfang der Datenbasis zu große Komplexität des neuronalen Netzes zurückzuführen (Alpaydin 2022, S. 42 f.; Goodfellow et al. 2018, 121–128). Die Fähigkeit eines künstlichen neuronalen Netzes, Zielgrößen auf Basis von unbekanntem Eingangsgrößen zu prognostizieren, wird als Generalisierungsfähigkeit bezeichnet (Alpaydin 2022, S. 42; Frochte 2021, S. 207).

Wichtige Fehlermaße zur Quantifizierung der Prognosegenauigkeit stellen der Mean Squared Error (MSE) und der Mean Absolute Error (MAE) dar, die die mittlere quadratische bzw. absolute Abweichung der prognostizierten Zielgrößen von den Trainingsdaten beschreiben (Matzka 2021, S. 159 f.). Grundlage des Trainingsprozesses ist die unter Anwendung eines geeigneten Versuchsplans durch die gezielte Variation von Faktorstufen generierte Datenbasis, die zumeist auf den Wertebereich der Aktivierungsfunktionen des künstlichen neuronalen Netzes normiert wird, um die Prognosegenauigkeit zu verbessern (Frochte 2021, S. 275 f.; Matzka 2021, S. 93–96). Als Teilmengen der Datenbasis sind **Trainings-, Validierungs- und Testdaten** zu unterscheiden, die bevorzugt ein Mengenverhältnis von 3:1:1 (Frochte 2021, S. 208 f.) bzw. von 4:1 (Goodfellow et al. 2018, S. 134) aufweisen. Bei einer kleinen Datenbasis wird häufig das zufallsbasierte Verfahren der Kreuzvalidierung angewendet, um die Gesamtheit von Trainings- und Validierungsdaten in das Training einzubeziehen (Goodfellow et al. 2018, S. 135). Trainingsdaten dienen im Verlauf der Hyperparameteroptimierung der Optimierung der statischen Netzarchitektur und der Gewichtungen; Validierungsdaten werden während der Optimierung der Hyperparameter als Vergleichsmaß eingesetzt, um ein Overfitting des künstlichen neuronalen Netzes zu vermeiden. Testdaten sind hingegen eine vom Trainingsprozess unabhängige Teilmenge der Datenbasis, die es ermöglicht, die Generalisierungsfähigkeit des künstlichen neuronalen Netzes zu bewerten. (Frochte 2021, S. 209).

2.4 Prozessregelung in der Fertigungstechnik

Steuerungs- und Regelungstechnik stellen einen elementaren Bestandteil von industriellen Automatisierungssystemen dar und gestatten es, die Ausgangsgröße eines technischen Systems durch die Veränderung der Eingangsgrößen dynamisch zu beeinflussen (Beier & Wurl 2015, S. 12; Unbehauen & Ley 2014, S. 1). Im offenen Wirkungsablauf eines **Steuerungssystems** wird die variable Ausgangsgröße nicht erfasst, weshalb keine Rückschlüsse auf deren durch Störgrößen beeinflussten Istwert möglich sind (DIN IEC 60050-351, S. 137). Im Gegensatz dazu stellt ein **Regelungssystem** einen geschlossenen Wirkungsablauf dar, dessen variable Ausgangsgröße als Istwert der Regelgröße fortlaufend erfasst, mit dem Sollwert der Führungsgröße verglichen und zur Angleichung der Größen manipuliert wird (DIN IEC 60050-351, S. 136).

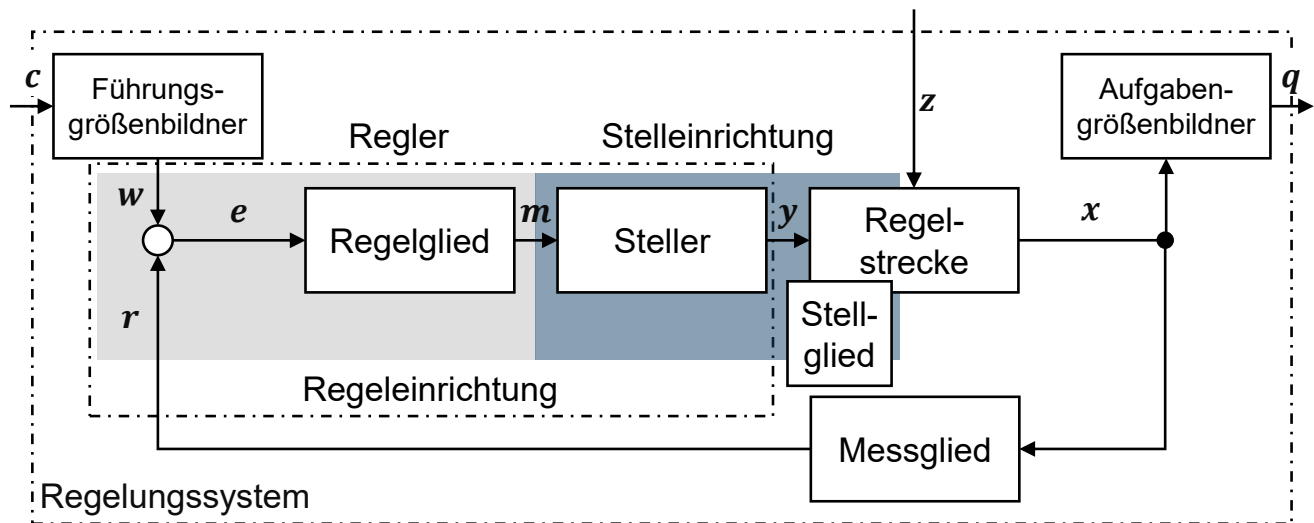


Abbildung 2-13: Wirkungsplan eines elementaren Regelungssystems in Anlehnung an (DIN IEC 60050-351, S. 43)

Wie Abbildung 2-13 dargestellt, besteht ein Regelungssystem nach (DIN IEC 60050-351, S. 43) aus dem Führungsgrößenbildner, der Regeleinrichtung, der Regelstrecke und dem Messglied sowie den beiden unterlagerten Funktionseinheiten des Regelgliedes und Stellgliedes. Die Regelstrecke wird im Sinne der Regelungsaufgabe durch das von der Regeleinrichtung angesteuerte Stellglied so beeinflusst, dass die Differenz zwischen der Ziel- und Aufgabengröße des Regelungssystems minimiert wird. Der Führungsgrößenbildner stellt die erste Funktionseinheit des Regelungssystems in dessen Wirkungsrichtung dar und leitet aus der zu erreichenden Zielgröße die Führungsgröße der Regeleinrichtung ab. Das Regelglied dient der Minimierung der vom Vergleichsglied aus der Führungs- und Rückführgröße abgeleiteten Regeldifferenz und bildet aus dieser die Reglerausgangsgröße. Das Stellglied stellt eine der Regelstrecke zugehörige Funktionseinheit dar, die die Regelstrecke auf Basis der vom Steller aus der Reglerausgangsgröße abgeleiteten Stellgröße beeinflusst. Das Messglied ist eine von der Regeleinrichtung und der Regelstrecke unabhängige Funktionseinheit, die aus dem Istwert der Regelgröße eine Rückführgröße bildet. Vergleichsglied und Regelglied werden gemeinsam als Regler bezeichnet und dienen der Umsetzung der Regelungsaufgabe; Regelglied und Steller bilden die Regeleinrichtung, der Steller und das Stellglied werden unter dem Begriff der Stelleinrichtung zusammengefasst.

Die für die der Dissertation zugrunde liegenden Forschungsarbeiten relevanten Größen und Funktionseinheiten eines Regelungssystems können in Anlehnung an (DIN IEC 60050-351, S. 169–203) wie folgt beschrieben werden:

- Regelgröße x – Ausgangsgröße der Regelstrecke, die durch den Regler und die Stelleinrichtung des Regelungssystems beeinflusst wird (Istwert),
- Führungsgröße w – Eingangsgröße des Vergleichsgliedes der Regeleinrichtung (Sollwert), die vom Führungsgrößenbildner aus der Zielgröße abgeleitet wird,
- Rückführgröße r – Abbildung der Regelgröße durch das Messglied, die zum Vergleichsglied zurückgeführt wird,
- Regeldifferenz e – Differenz von Führungs- und Rückführgröße des Regelungssystems, die vom Vergleichsglied gebildet wird,
- Reglerausgangsgröße m – Ausgangsgröße des Regelgliedes als Teil des Reglers und gleichzeitig Eingangsgröße des Stellers als Teil der Stelleinrichtung,
- Stellgröße y – Ausgangsgröße des Stellers als Teil der Regeleinrichtung, die die Regelstrecke beeinflusst,
- Störgröße z – Eingangsgröße der Regelstrecke des Regelungssystems, die den Regelkreis unerwünscht beeinflusst,
- Zielgröße c – Eingangsgröße des Regelungssystems,
- Aufgabengröße q – Ausgangsgröße des Regelungssystems.

Ein im Kontext eines Fertigungsprozesses zur Regelung der die Funktion und Leistung eines Produktes beeinflussenden Eigenschaften einer Komponente oder Baugruppe eingesetztes Regelungssystem wird im Folgenden als **qualitätsorientierte Prozessregelung** bezeichnet.

2.4.1 Klassifikation von Regelungssystemen

In Abhängigkeit der charakteristischen Eigenschaften der Regelstrecke und Systemgrößen sind u. a. lineare und nichtlineare sowie kontinuierliche und diskrete Regelungssysteme zu unterscheiden (Unbehauen 2008, S. 23–30). Des Weiteren sind adaptive und modellgestützte Regelungssysteme zu differenzieren, wobei sich **adaptive Regelungen** durch die Fähigkeit einer selbständigen Anpassung der Regeleinrichtung an unbekannte oder sich verändernde Eigenschaften der Regelstrecke auszeichnen (DIN IEC 60050-351, S. 161; Unbehauen & Ley 2014, S. 91). **Modellgestützte Regelungen** basieren hingegen auf einem echtzeitfähigen Prozessmodell, das eine Prognose der zu erwartenden Regelgrößen in Abhängigkeit der Stellgrößen und somit eine prädiktive Regelung gestattet (DIN IEC 60050-351, S. 157; Unbehauen & Ley 2014, S. 89 f.). Über die auf den Systemeigenschaften basierende Klassifikation von Regelungssystemen hinaus sind in der Produktionstechnik in Abhängigkeit des Anwendungsfokus

funktionelle Regelungen der „Regulierungsebene“ zur Sicherstellung der grundlegenden Funktionen von Maschinen und Anlagen von **qualitätsorientierten Regelungen** der „Überwachungsebene“ zur Beeinflussung der Werkstückeigenschaften zu unterscheiden (Rzepniewski 2005, S. 17–20; Trierweiler 2015, S. 1133–1135). Weiterhin sind in Abhängigkeit der Messmethode bzw. Systemgrenzen direkte und indirekte Regelungssysteme sowie Online- und Offline-Regelungssysteme zu differenzieren (Allwood et al. 2016).

Direkte und indirekte Qualitätsregelungen in der Produktionstechnik

In Abhängigkeit der Messmethode des Messgliedes und der Eigenschaften der Rückführgröße sind direkte und indirekte Prozessregelungen zu unterscheiden. Die **Messmethode** ermöglicht durch das Anwenden eines spezifischen Messprinzips die quantitative Messung der Regelgröße, wobei das Messprinzip die physikalische Grundlage zur Ermittlung des Messwertes beschreibt. Das **Messprinzip** erlaubt es, anstelle der eigentlichen Messgröße eine verwandte Größe zu erfassen und diese auf Basis physikalischer Gesetzmäßigkeiten in die Messgröße zu transformieren. (DIN 1319-1, S. 7) Während bei einer direkten Messmethode der Messwert der zu ermittelnden Messgröße entspricht, muss der Messwert der interessierenden Messgröße bei Anwendung einer indirekten Messmethode durch ein Modell aus verwandten Messgrößen abgeleitet werden (DIN 1319-2, S. 10 f.). Eine indirekte Messmethode ermöglicht somit die indirekte Messung von direkt nicht messbaren Messwerten oder den Einsatz von kostengünstigen virtuellen Sensoren (Bohn & Unbehauen 2016, S. 3; Weckenmann & Werner 2021, S. 685), ist in seiner Genauigkeit jedoch durch die Güte des zur Berechnung des Messwertes eingesetzten Modells beschränkt. Vor diesem Hintergrund handelt es sich bei einer Regelung um ein **direktes Regelungssystem**, wenn das zur Erfassung der Regelgröße eingesetzte Messglied auf einer direkten Messmethode basiert und die Rückführgröße somit dem physikalischen Messwert der Messgröße entspricht. Das Messglied eines **indirekten Regelungssystems** basiert hingegen auf einer indirekten Messmethode, weshalb die Messgröße unter Anwendung eines geeigneten Modells aus dem Messwert einer verwandten Größe ermittelt werden muss; die Rückführgröße entspricht somit nicht dem physikalischen Messwert. Die Auswahl einer Messmethode in Abhängigkeit der physikalischen Eigenschaften der Führungsgröße und der Randbedingungen der Regelstrecke – z. B. der im Prozess wirkenden Belastungen – weist einen maßgeblichen Einfluss auf die Struktur des Regelungssystems und dessen charakteristische Eigenschaften auf (Polyblank et al. 2014). Wird die Zielgröße durch

den Führungsgrößenbildner unter Anwendung eines empirischen oder physikalischen Prozessmodells in eine verwandte Führungsgröße transformiert, so wird das Regelungssystem im Folgenden ebenfalls als indirekt klassifiziert. Die elementaren Wirkungspläne eines direkten und indirekten Regelungssystems sind in Abbildung 2-14 im Vergleich dargestellt.

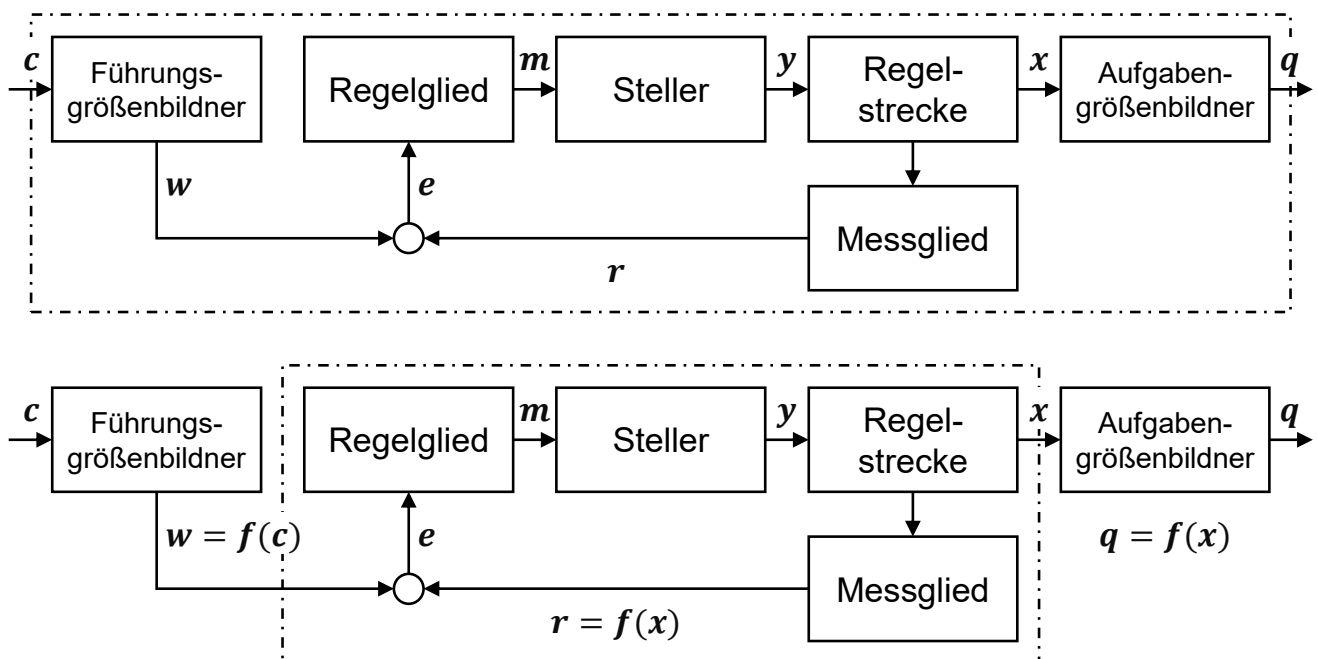


Abbildung 2-14: Wirkungspläne eines direkten Regelungssystems (oben) und eines indirekten Regelungssystems (unten)

Online- und Offline-Qualitätsregelungen in der Produktionstechnik

Qualitätsorientierte Prozessregelungen können nach (Polyblank et al. 2014) und (Allwood et al. 2016) zudem in Abhängigkeit der Systemgrenzen in Online- und Offline-Regelungssysteme gegliedert werden. **Online-Regelungssysteme** ermöglichen es, die qualitätsspezifischen Eigenschaften des zu fertigenden Werkstücks durch eine regelungstechnische Adaption der Prozessparameter noch während des Fertigungsprozesses durch die Angleichung des Istwertes an den Sollwert zu optimieren, wodurch Ausschuss vermieden wird (Heller et al. 2015, S. 176–182). Die Führungsgrößen der Regeleinrichtung stellen die zur Erfüllung der Qualitätsanforderungen notwendigen Werkstückeigenschaften dar, die Regelgrößen die im Prozess erfassten Qualitätseigenschaften. In **Offline-Regelungssystemen** werden die qualitätsspezifischen Eigenschaften des zu fertigenden Werkstücks erst nach Abschluss des Fertigungsprozesses durch ein geeignetes Messglied ermittelt. Die Anpassung der Prozessparameter kann somit nicht während des Prozesses erfolgen, weshalb es sich – im Fall einer unzulässig

großen Regeldifferenz zwischen Qualitätsanforderungen und -eigenschaften – beim gefertigten Werkstück um Ausschuss handelt. (Allwood et al. 2016)

Die Struktur des Regelungssystems steht somit in Abhängigkeit vom **Integrationsgrad des Messgliedes** in den Fertigungsprozess, der nach (Lanza et al. 2019, S. 403) im Kontext der für die Implementierung von Prozessregelungen relevanten Technologien in On-Machine- und Off-Machine-Messsysteme sowie In-Process- und Off-Process-Messsysteme gegliedert werden kann. Die in Online-Regelungssystemen eingesetzten Messglieder sind vornehmlich den In-Process-Messsystemen zuzuordnen, während in Offline-Regelungssystemen in Abhängigkeit der zu erzielenden Messzeiten und Messintensität sowohl Off-Process- als auch Off-Machine-Messsysteme Anwendung finden. Die elementaren Wirkungspläne von Online- und Offline-Regelungssystemen sind in Abbildung 2-15 vereinfacht dargestellt.

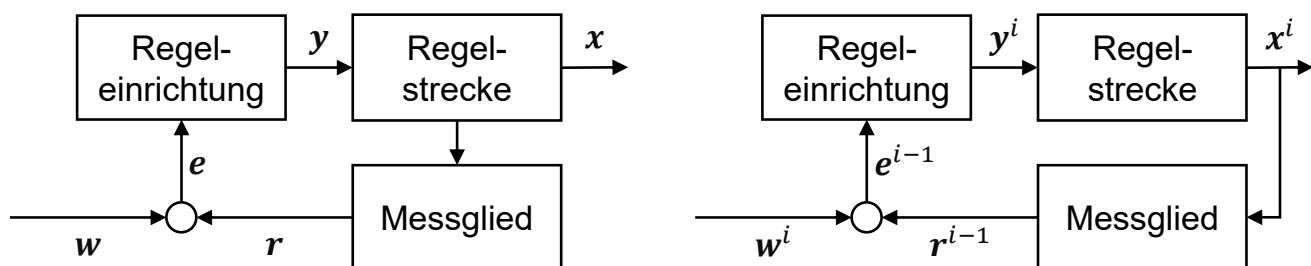


Abbildung 2-15: Wirkungspläne eines Online-Regelungssystems (links) und eines Offline-Regelungssystems (rechts)

Einen Kompromiss zwischen Online- und Offline-Regelungssystemen stellen **Run-by-Run-Regelungssysteme** dar (Rzepniewski 2005, S. 2), die in der Halbleiterproduktion und chemischen Industrie weit verbreitet sind (Bonvin 2015; Moyne 2015). Run-by-Run-Regelungen ermöglichen es, die Prozessparameter zur Fertigung von nachfolgenden Werkstücken auf Grundlage der durch das Messglied erfassten Regelgrößen der vorherigen Werkstücke anzupassen (Rzepniewski & Hardt 2008; Sachs et al. 1995, S. 42 f.). Die Möglichkeiten des Einsatzes von Run-by-Run-Regelungen sind jedoch auf die konsekutive Fertigung von Werkstücken mit gleichen bzw. hinreichend ähnlichen Qualitätsmerkmalen beschränkt. Durch den sequenziellen Ablauf von Fertigung, Messung, Analyse und Regeleingriff können leistungsfähige Messsysteme und Berechnungsmodelle eingesetzt werden ohne die Taktzeit des Fertigungsprozesses negativ zu beeinflussen, während der bei einer Überschreitung der zulässigen Regeldifferenz auftretende Ausschuss auf wenige Werkstücke beschränkt bleibt.

Die in den vorangegangenen Abschnitten eingeführten Regelungssysteme zur qualitätsorientierten Prozessregelung in der Produktionstechnik werden in Tabelle 2-2 am exemplarischen Beispiel des Profilbiegens hinsichtlich der für die Implementierung und den Betrieb der Regelung charakteristischen Eigenschaften verglichen.

Tabelle 2-2: Vergleich von qualitätsorientierten Regelungssystemen am Beispiel des Profilbiegens nach (Wirth et al. 2020)

Regelungssystem	direkt			indirekt	
	online	run-by-run	offline	online	offline
Genauigkeit	●	●	●	○	○
Geschwindigkeit	●	○	○	●	○
Stabilität	○	○	○	○	○
Zykluszeit	○	●	●	○	●
Implementierungsaufwand	○	○	○	○	○
Implementierungskosten	○	○	○	○	○

● positive Bewertung ○ neutrale Bewertung ○ neg. Bewertung

2.4.2 Datenbasierte Regelungssysteme

Datenbasierte Prozessmodelle können in der Regelungstechnik sowohl zur experimentellen Identifikation der Regelstrecke als auch zur modellbasierten Regelung eingesetzt werden (Hagan et al. 2002, S. 971–975; Narendra & Parthasarathy 1990, S. 6). In der regelungstechnischen Anwendung stellt ein datenbasiertes Regelungssystem eine Sonderform der **modellgestützten Regelung** dar (DIN IEC 60050-351, S. 157), die statt eines vereinfachten oder in einem Betriebspunkt linearisierten Modells der Regelstrecke auf einem komplexen datenbasierten Prozessmodell basiert (Rzepniewski 2005, S. 24 f.). Hierdurch können Regelstrecken mit nichtlinearen Eigenschaften, die u. a. für umformtechnische Prozesse charakteristisch sind, bei einem echtzeitfähigen Laufzeitverhalten der eingesetzten Prozessmodelle mit hoher Genauigkeit beschrieben werden (Allwood et al. 2016). Datenbasierte Prozessmodelle können in der Regelungstechnik sowohl zur Vorsteuerung der Regelstrecke als auch zur vorausschauenden Optimierung des Regelungskonzeptes und der Regelungsparameter im Sinne einer **adaptiven Regelung** eingesetzt werden (Sturm 2000, S. 12 f.). Darüber hinaus können Nichtlinearitäten der Regelstrecke durch die serielle oder parallele Überlagerung mit inversen Teilmodellen linearisiert werden, um den Einsatz von auf klassischen Regelgliedern basierenden Regeleinrichtungen zu ermöglichen (Sturm 2000, S. 13 f.).

Weiterhin können **Regelungssysteme mit datenbasierter Vorsteuerung** nach (Hagan & Demuth 1999, S. 1650–1652) den alternativen Regelungskonzepten der „Adaptive Inverse Control“, „Internal Model Control“, „Model Predictive Control“ und „Model Reference Control“ zugeordnet werden. Als das für die Forschungsarbeiten relevanteste Regelungskonzept ist die **Internal Model Control** anzusehen, deren Wirkungsplan in Abbildung 2-16 dargestellt ist.

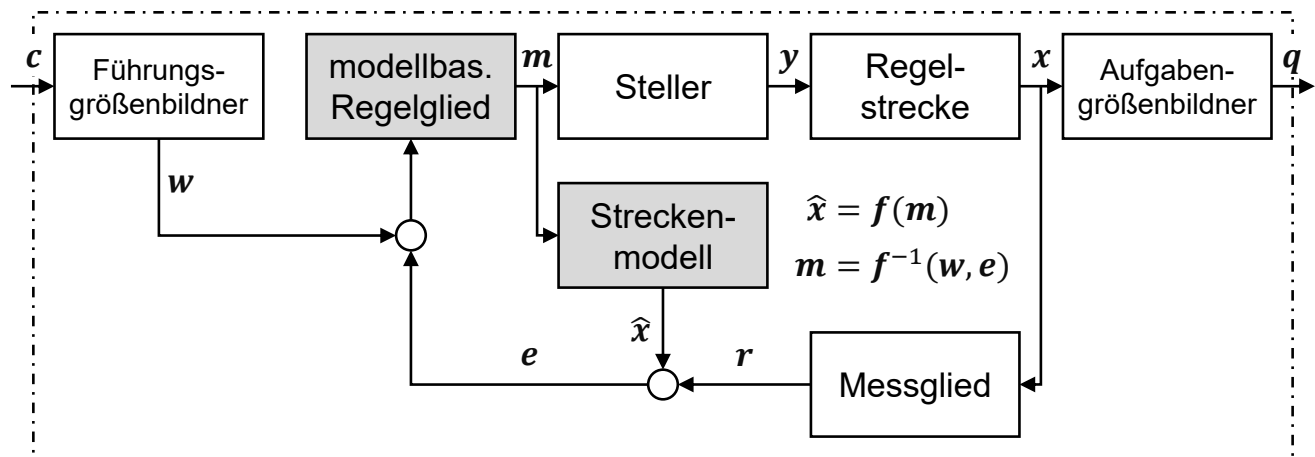


Abbildung 2-16: Wirkungsplan einer modellbasierten Regelung – Internal Model Control – in Anlehnung an (Hagan & Demuth 1999, S. 1651)

Eine wichtige industrielle Anwendung von datenbasierten Regelungssystemen stellt die Run-by-Run-Regelung verfahrenstechnischer Prozessen dar, die durch eine Batch-basierte Produktion, komplexe Wirkbeziehungen zwischen den Eingangs- und Ausgangsgrößen der Regelstrecke sowie lange Totzeiten geprägt sind (Meiners et al. 2020; Wang & Mahajan 1996).

2.5 Zusammenfassung der technischen und methodischen Grundlagen

Nachdem in den vorangegangenen Abschnitten der Dissertation die zur Nachvollziehbarkeit der technischen Eingrenzungen und methodischen Lösungsansätze notwendigen Grundlagen dargelegt wurden, werden im Folgenden die aus den Grundlagen abgeleiteten Erkenntnisse zusammengefasst. Das für die Umsetzung der Forschungsarbeiten relevante Grundlagenwissen kann in den technischen Kontext der **Antriebs- und Wickeltechnik** sowie die methodischen Bereiche der **Prozessmodellierung** und **Prozessregelung** gegliedert werden.

Antriebs- und Wickeltechnik

- Elektrische Traktionsmotoren stellen einen zentralen Bestandteil elektrifizierter Antriebssysteme dar und werden aufgrund der hohen Effizienz und Leistungsdichte bevorzugt als permanenterregte Synchronmaschine (PSM) ausgeführt,
- Statoren mit verteilten Wicklungen werden im automobilen Kontext zumeist mittels Hairpin-Technologie gefertigt; die Formgebung von Hairpin-Steckspulen aus Kupferflachdraht weist als erster Prozessschritt der mehrstufigen Prozesskette einen hohen Einfluss auf die nachfolgenden Prozessschritte auf,
- Entwicklungstrends zur Leistungs- und Effizienzoptimierung führen zu komplexen Wickelschemata und einer steigenden Anzahl an Leitern je Nut – und somit zu einem wachsenden Bedarf an Hairpin-Steckspulen mit Sondergeometrie.

Prozessmodellierung

- Digitale Prozessmodelle ermöglichen die modellbasierte Prognose von Wirkbeziehungen zwischen den Ein- und Ausgangsgrößen technischer Systeme,
- Analytische Modellierungsmethoden wie die elementare Biegetheorie sind auf einfache Geometrien beschränkt und erfordern zumeist Linearisierungen; numerische Methoden wie die Finite-Elemente-Methode sind in der Anwendung kaum beschränkt, gehen aber mit einem hohen Berechnungsaufwand einher,
- Physikalische Metamodelle auf Basis künstlicher neuronaler Netze gestatten die Modellierung der spezifischen Eigenschaften technischer Systeme in Echtzeit.

Prozessregelung

- Indirekte Regelungssysteme sind in der stationären Genauigkeit durch die Güte des eingesetzten Prozessmodells beschränkt; direkte Regelungssysteme erfordern komplexe Messsysteme zur physikalischen Erfassung der Regelgröße,
- Run-by-Run-Regelungen stellen für Fertigungsprozesse, die einen sequenziellen Ablauf von Bearbeitung, Messung, Analyse und Regeleingriff gestatten, einen wirtschaftlichen Kompromiss aus Online- und Offline-Regelungssystemen dar,
- Datenbasierte Regelungssysteme ermöglichen durch den Einsatz datenbasierter Modelle der Regelstrecke in Echtzeit eine modellbasierte Regelung komplexer Fertigungsprozesse mit nichtlinearen Eigenschaften.

3 Stand der Forschung und Technik

Ziel des Kapitels ist es, dem Stand der Forschung und Technik entsprechende Lösungsansätze mit Bezug zur vorliegenden Dissertation aufzuzeigen und diese kritisch zu diskutieren. Hieraus wird das den Zielsetzungen der Forschungsarbeiten entgegengesetzte Forschungsdefizit abgeleitet, dem durch die im Folgenden dargelegten Methoden und Erkenntnisse begegnet werden soll. Um dieses Ziel zu erreichen, werden charakteristische Eigenschaften, Qualitätsmerkmale und Geometrieklassen von Hairpin-Steckspulen eingeführt sowie zu deren Formgebung eingesetzte Maschinen und Prozesse beschrieben. Vor dem Hintergrund der technologischen Ähnlichkeit werden darüber hinaus Lösungsansätze zur modellbasierten Optimierung von Fertigungsprozessen für Statorwicklungen und Regelung von Profilbiegeprozessen diskutiert.

3.1 Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Die Formgebung von Hairpin-Steckspulen stellt den ersten Schritt der Prozesskette zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung dar und weist daher einen großen Einfluss auf die nachfolgenden Prozessschritte auf (Kampker et al. 2020c). Während Isolationsfehler der Hairpin-Steckspulen zu unzureichenden funktionellen Eigenschaften der Wicklung und folglich zu Produktionsausschuss führen, den automatisierten Produktionsbetrieb aber nicht wesentlich beeinträchtigen, resultieren aus Geometriefehlern zumeist mit Stillstandszeiten verbundene Produktionsstörungen (Wirth et al. 2021). Vor diesem Hintergrund werden in den nachfolgenden Abschnitten geometrische und funktionelle Qualitätsmerkmale von Hairpin-Steckspulen beschrieben, darauf aufbauend dem Stand der Technik entsprechende Spulengeometrien kategorisiert sowie zum Biegen von Hairpin-Steckspulen eingesetzte Maschinen und Prozesse dargelegt.

3.1.1 Eigenschaften und Qualitätsmerkmale von Hairpin-Steckspulen

Hairpin-Steckspulen bezeichnen im Sinne ihrer heutigen Verwendung in der Automobilindustrie nach (Bălă et al. 1976, S. 348) Halbformspulen und damit Segmente von offenen Wellenwicklungen aus Flachdraht, die axial in die Nuten des Statorblechpaketes eingebracht und nach einem nachgelagerten Umformprozess gemäß dem Wickelschema zu einer verteilten Wicklung gefügt werden. Wie in Abbildung 3-1 dargestellt, lassen sich Hairpin-Steckspulen in die **Konstruktionselemente** des Wickelkopfes sowie der beiden Schultern, Schenkel und Spulenenden gliedern. Aus den geometrischen Wechselwirkungen der Elemente resultieren die räumliche Gestalt der Hairpin-

Geometrie und somit die charakteristischen Geometrieigenschaften der Spulenweite, des Spulenwinkels, des Spulenradius sowie der Spulenlänge (Wirth et al. 2023b).

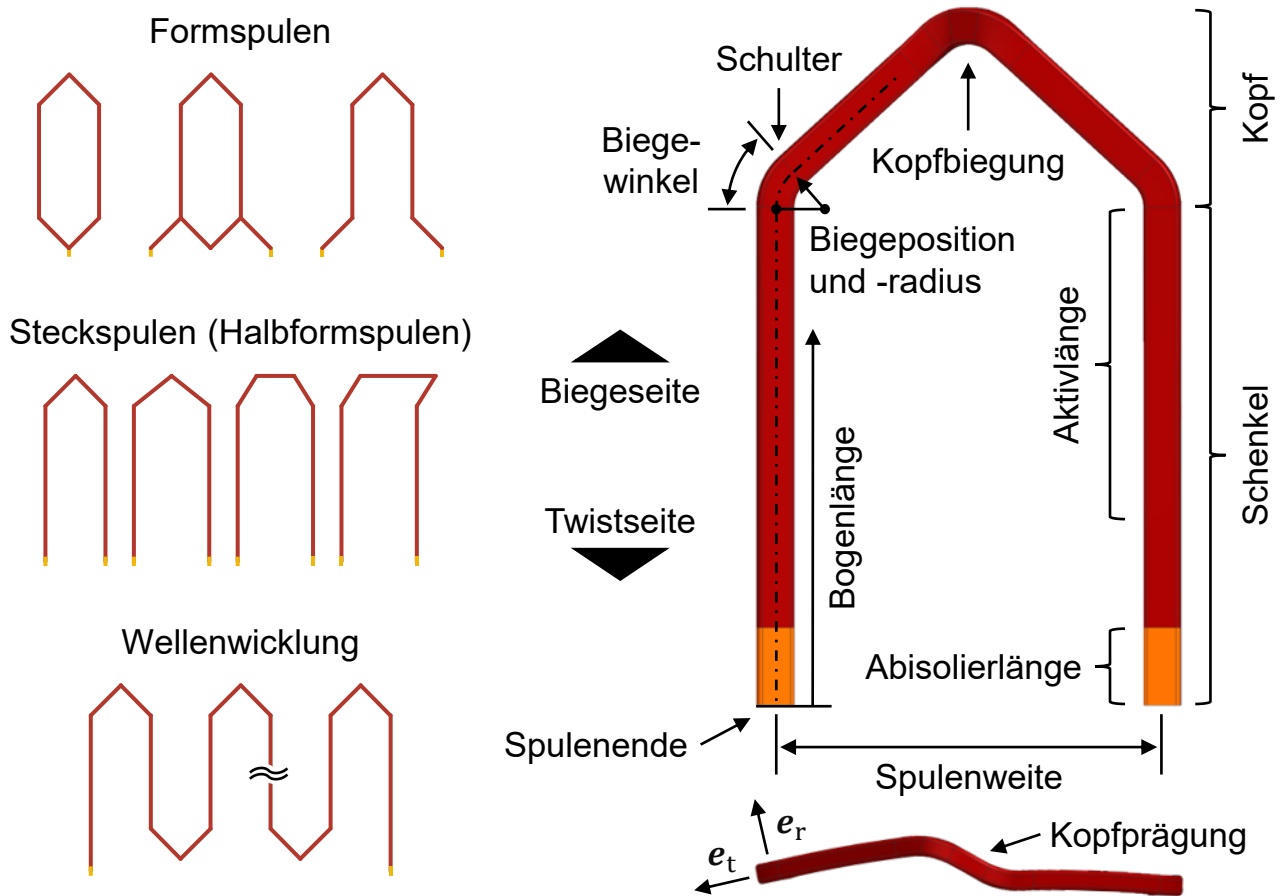


Abbildung 3-1: Konstruktionselemente von Hairpin-Steckspulen

Im Gegensatz zu den geschlossenen Formspulen des klassischen Elektromaschinenbaus (Tzscheuschler et al. 1990, 326–333), die u. a. in Generatoren und Großmotoren eingesetzt werden, werden Hairpin-Steckspulen in automobilen Serienanwendungen nicht aus bandagierten Leitern (Tzscheuschler et al. 1990, S. 368–371), sondern einem mit Primärisolation beschichteten Flachleiter aus Kupfer gefertigt.

Geometrische Qualitätsanforderungen

Um die Wahrscheinlichkeit von prozessbedingten Störungen in den der Formgebung nachgelagerten Prozessschritten zu minimieren und die Einhaltung der durch die elektromagnetische Auslegung und Konstruktion vorgegebenen Positionen, Mindestabstände und Bauräume sicherzustellen, werden an Hairpin-Steckspulen geometrische Qualitätsanforderungen gestellt (Wirth et al. 2021). Da durch die Einhaltung der geometrischen Qualitätsanforderungen noch keine uneingeschränkte Funktion der Statorwicklung sichergestellt werden kann, sind diese als ein notwendiges, aber nicht als ein

hinreichendes Qualitätskriterium anzusehen (Wirth et al. 2023b). Fertigungstechnische Herausforderungen bei der Einhaltung der geometrischen Qualitätsanforderungen können sowohl aus einer unzureichenden Auslegung und Parametrierung der Biegeprozesse als auch aus chargenabhängigen Schwankungen der geometrie- und werkstoffspezifischen Eigenschaften des Kupferflachdrahtes resultieren (Wirth et al. 2023c; Wirth & Fleischer 2019).

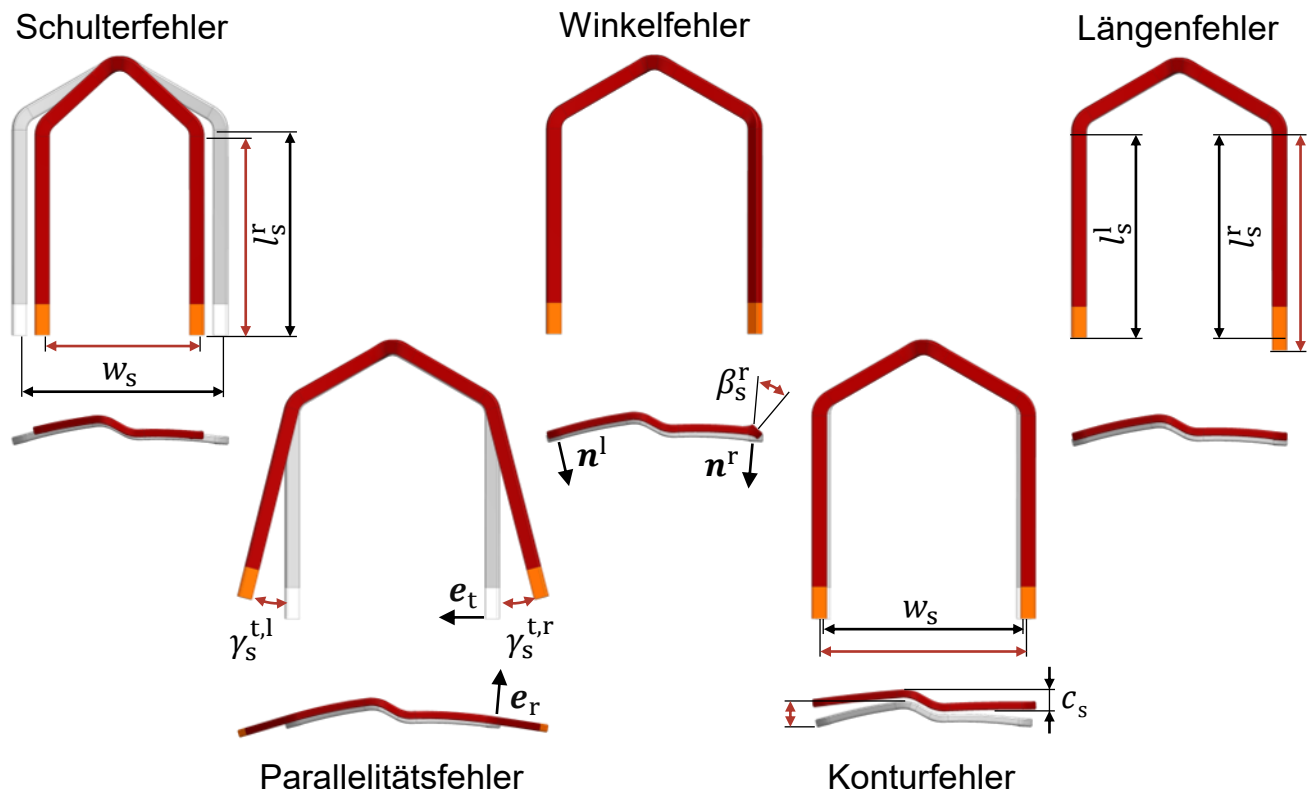


Abbildung 3-2: Geometrische Fehlerbilder von Hairpin-Steckspulen in der Projektionsdarstellung nach (Wirth et al. 2023b)

Die aus prozess- und materialspezifischen Fehlermechanismen resultierenden **Geometriefehler** von Hairpin-Steckspulen lassen sich nach (Wirth et al. 2023b) in die fünf in Abbildung 3-2 dargestellten Fehlerbilder gliedern:

- Schulterfehler: Abweichung der Spulenweite w_s der Hairpin-Steckspule vom Sollwert mit Bezug zur Profilmittellinie $w_s = (w_s^i + w_s^o)/2$,
- Parallelitätsfehler: Winkelabweichungen der Hairpin-Schenkel in tangentialer Richtung γ_s^t oder radialer γ_s^r Richtung vom parallelen Sollwert,
- Winkelfehler: Winkelabweichung des von den Normalen n^l und n^r der beiden Hairpin-Schenkel eingeschlossenen Winkels β_s vom spezifischen Sollwert,

- Konturfehler: Abweichung der räumlichen Geometrie des Hairpin-Kopfes vom Sollwert mit Auswirkungen auf die Kopfhöhe, Kopfteilung und Kopfprägung c_s ,
- Längenfehler: Abweichungen der Schenkellängen l_s^l und l_s^r der Hairpin-Steckspulen von den für gewöhnlich unterschiedlichen Sollwerten.

Sofern im Rahmen einer dem Produktionsbetrieb vorgelagerten Prozessfreigabe auf Basis von taktilen oder optischen Geometrievermessungen eine den Anforderungen entsprechende Hairpin-Geometrie und demzufolge ordnungsgemäße Prozessparametrierung bzw. Auslegung der eingesetzten Biegewerkzeuge sichergestellt wurde, sind **Schulter-, Parallelitäts- und Winkelfehler** vornehmlich auf Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes zurückzuführen (Wirth et al. 2023c). Hierzu zählen insbesondere die geometrischen Qualitätsmerkmale der Breite, Dicke und des Kantenradius sowie die mechanischen Werkstoffkenngrößen des E-Moduls, der Streckgrenze und des Verfestigungsverhaltens (Wirth et al. 2020). **Konturfehler** im Bereich des Wickelkopfes und **Längenfehler** sind hingegen auf eine fehlerbehaftete Prozessparametrierung oder Auslegung der Biegewerkzeuge zurückzuführen, da materialspezifische Qualitätsschwankungen im zulässigen Toleranzbereich des Kupferflachdrahtes nach aktuellem Stand der Forschung nicht zu Geometriefehlern in einer kritischen Größenordnung führen (Wirth et al. 2023b; Wirth & Fleischer 2019). Darüber hinaus lassen sich Geometriefehler von Hairpin-Steckspulen wie in Tabelle 3-1 dargestellt anhand der möglichen Auswirkungen auf die nachfolgenden Prozessschritte differenzieren.

Tabelle 3-1: Ursachen von Geometriefehlern im Kontext der Hairpin-Formgebung mit Auswirkungen auf die nachgelagerten Prozessschritte (Wirth et al. 2023c)

Fehlertyp	Fehlerursache	Fehlerauswirkung
Schulterfehler	Materialschwankungen	Einbringen
Parallelitätsfehler	Materialschwankungen	Setzen
Winkelfehler	Materialschwankungen	Einbringen, Twisten und Kontaktieren
Konturfehler	Prozessparametrierung, Werkzeugauslegung	Setzen, Einbringen und Imprägnieren
Längenfehler	Prozessparametrierung	Twisten, Kontaktieren und Isolieren

Das **Setzen** der Hairpin-Steckspulen gemäß dem Wickelschema wird im Wesentlichen durch Parallelitäts- und Konturfehler beeinflusst, da diese ohne Zwangsführung der Spulenschenkel zu großen Positionsabweichungen an den Spulenenden und damit zu

Kollisionen der Hairpin-Steckspulen mit der Setzvorrichtung führen. Der daran angeschlossene Teilprozess des axialen **Einbringens** der gesetzten Hairpin-Körbe in die Nuten des Statorblechpaketes wird hingegen durch Schulter-, Winkel- und Konturfehler beeinflusst, da aus diesen hohe Fügekräfte resultieren, die zu einem Knicken der Hairpin-Steckspulen oder lokalen Schädigungen der Primärisolation führen können. Im Prozessschritt des **Twistens** können Winkel- und Längenfehler prozessbedingte Störungen bewirken, da die Positions- bzw. Lageabweichungen der offenen Spulenenden eine große Herausforderung beim axialen Einführen der Aufweit- bzw. Twistwerkzeuge darstellen. Weiterhin können große Längenfehler zu unvollständig getwisteten Statoren führen, da die Spulenenden während der prozessbedingten Rotationsbewegung aus den Taschen des Twistwerkzeuge gleiten können. Kleine Längenfehler wirken sich hingegen aufgrund der veränderten Kraft- und Reibverhältnisse zwischen den Spulenenden und dem Twistwerkzeug auf die Robustheit gegenüber Störgrößen bzw. die Qualität des Twistergebnisses aus. Hinsichtlich des **Kontaktierens** der offenen Spulenenden sind Winkelfehler als das kritischste Fehlerbild anzusehen, da zu deren Ausgleich durch die Spannmaskierung vergleichsweise hohe Spannkraften aufgebracht werden müssen. Darüber hinaus erfordern Längenfehler beim Überschreiten einer im statischen Schweißprozess tolerierbaren Höhenabweichung der zu kontaktierenden Spulenenden eine dynamische Adaption der Prozessparameter, bspw. auf Grundlage einer prozessintegrierten Höhenmessung mittels optischer Kohärenztomographie (OCT), und bei größeren Längenfehlern ein vorgelagertes Nivellieren der Spulenenden. Das **Isolieren** der kontaktierten Spulenenden und **Imprägnieren** der Hairpin-Wicklung werden als Prozessschritte der Sekundärisolation sowohl von Kontur- als auch Längenfehlern der Hairpin-Steckspulen beeinflusst. Während Längenfehler aufgrund des abweichenden Abstands der kontaktierten Spulenenden zur Referenzposition des Blechpaketes zu einer falschen Axialpositionierung und damit fehlerhaften Isolation führen können, bewirken durch Konturfehler bedingte Kollisionen von Hairpin-Köpfen auf der Biegeseite der Hairpin-Wicklung eine unzureichende Imprägnierung und somit kritische Zonen für das Auftreten von Teilentladungseffekten im Betrieb. (Wirth et al. 2023b)

Elektrische Qualitätsanforderungen

Unzureichende Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen können sowohl aus einer fehlerbehafteten Prozessauslegung und -parametrierung als auch aus Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes resultieren. Im Gegensatz zu geometrischen Fehlermechanismen sind elektrische **Fehlermechanismen** jedoch überwiegend auf

die Auslegung und Eigenschaften der zur Biegeumformung eingesetzten Umformwerkzeuge, nicht aber auf die Prozessparametrierung zurückzuführen. In diesem Zusammenhang weisen insbesondere die Biegeradien und die Oberflächenqualität der Umformwerkzeuge sowie die im Biegeprozess auftretenden Prozesskräfte einen direkten Einfluss auf die Isolations- und Teilentladungsfestigkeit der Hairpin-Steckspulen und das mit den funktionellen Eigenschaften einhergehende Qualitätsmerkmal der Isolationsschichtdicke auf. Darüber hinaus können unzureichende geometrische und elektrische Eigenschaften des Kupferflachdrahtes, z. B. Blasen, zu **Isolationsfehlern** von Hairpin-Steckspulen führen. Da diese in der Produktion nicht wirtschaftlich kompensiert werden können, werden fertigungsbedingt nicht vermeidbare Schwachstellen der Isolationsbeschichtung des Kupferflachdrahtes durch den Materiallieferanten häufig optisch markiert, um ein gezieltes Ausschleusen vorzubereiten. (Wirth et al. 2023b)

Eine auf Analysen von (Weigelt et al. 2017) und (Kampker et al. 2020b) basierende Zusammenfassung der **elektrischen Qualitätsmerkmale** von Hairpin-Steckspulen und der zugehörigen Fehlermechanismen kann Tabelle 3-2 entnommen werden. Der Einfluss der von (Jordan 1971, S. 44 f.) als Folge plastischer Formänderungen im Wickelprozess an Runddraht nachgewiesenen Gefügeveränderung des Kupferleiters auf dessen spezifischen Gleichstromwiderstand ist nach (Tzscheuschler et al. 1990, S. 282) hingegen sehr gering, weshalb dieser in der praktischen Anwendung vernachlässigt werden kann.

Tabelle 3-2: Qualitätsmerkmale und Fehlermechanismen im Kontext der elektrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen

Qualitätsmerkmale	Fehlermechanismen
Isolationsfestigkeit	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Druckspannungen aufgrund von lokal wirksamen Prozesskräften bedingt durch Werkzeugauslegung (Wirth et al. 2023b) ▪ Rissbildung durch unzulässige Formänderung
Teilentladungsfestigkeit	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Unterschreitung der Isolationsschichtdicke durch lokale Prozesskräfte oder unzulässige Ausdünnung (Naderiallaf et al. 2023)
Spulenwiderstand	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Querschnittsverringering infolge von Längsdehnungen im Biegeprozess (Gläßel et al. 2019b)
Isolationsschichtdicke	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Ausdünnung infolge von geometrieabhängigen Längs- und Querdehnungen (Weigelt et al. 2017) ▪ Ausdünnung infolge von lokalen Prozesskräften

Eine wichtige Einflussgröße auf die elektrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen stellt die minimale **Isolationsschichtdicke** dar. Vor diesem Hintergrund wurde durch (Weigelt et al. 2017) ein numerisches Prozessmodell auf Grundlage der expliziten Finite-Elemente-Methode erarbeitet, das es ermöglicht, die Isolationsschichtdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Biegeprozess von Hairpin-Steckspulen zu beschreiben. Die Versagensspannung in der Grenzschicht zwischen dem Kupferflachleiter und der Isolationsbeschichtung aus Polyamidimid wurde mittels experimenteller Versuchsreihen auf 35 MPa unter Zugbelastung und 80 MPa unter Scherbelastung spezifiziert. Unter Verwendung des numerischen Prozessmodells konnten die Ausdünnung der Isolationsbeschichtung und die Formänderung der Querschnittsfläche des Kupferflachdrahtes an den Beispielen des 3-Punkt-Biegens und des Gesenkbiegens analysiert werden. Hierbei wurden für einen Kupferflachdraht mit $4,66 \times 2,54 \text{ mm}^2$ Querschnittsfläche und einer initialen Isolationsschichtdicke von $80 \text{ }\mu\text{m}$ beim 3-Punkt-Biegen um einen Biegeradius von 2 mm eine Zunahme der Schichtdicke um 50% im Druckbereich und eine Abnahme um 25% im Zugbereich nachgewiesen – bei einem Modellierungsfehler von 16% . Darauf basierend wurden durch (Weigelt et al. 2018) weitere numerische Analysen zum Einfluss des 3-Punkt-Biegens und Gesenkbiegens auf die Querschnittsfläche des Kupferflachleiters und die Isolationsbeschichtung durchgeführt. Hierbei wurden eine Abnahme der Querschnittsfläche zu Beginn und eine Zunahme zum Ende des Biegeprozesses beobachtet, die mit dem dominierenden Spannungszustand in der Umformzone zu erklären sind. Zudem konnten durch lokale Analysen der Isolationsbeschichtung eine Abnahme der Schichtdicke im Zug- und eine Zunahme im Druckbereich nachgewiesen werden, wobei mit einem abnehmenden Biegeradius eine zunehmende Querschnittsveränderung einhergeht. So wurden beim Hochkantbiegen eines Flachdrahtes um einen Biegeradius von 5 mm eine Schichtdickenabnahme von 13% im Zugbereich und eine Schichtdickenzunahme von 15% im Druckbereich der Umformzone nachgewiesen; bei einem Biegeradius von 2 mm hingegen eine Abnahme der Schichtdicke von 19% und eine Zunahme von 29% .

Darüber hinaus wurde durch (Kampker et al. 2020b) ein Prüfverfahren zur Identifikation von Isolationsfehlern an Hairpin-Steckspulen auf der Basis des Paschen-Gesetzes erarbeitet. Hierfür wurden vier Typen von **Isolationsfehlern** definiert: Haarrisse in der Isolationsbeschichtung, kleine Defekte mit einer nicht isolierten Leiterfläche von $< 1 \text{ mm}$, große Defekte mit einer nicht isolierten Leiterfläche von $> 1 \text{ mm}$ sowie sog. Pinholes als Isolationsbereiche mit einer unzulässig dünnen Isolationsschichtdicke.

Zudem wurden durch den Prozessschritt der Formgebung bedingte Fehlermechanismen beschrieben und den Teilprozessen wie folgt zugeordnet:

- Richtprozess: Verschleiß von Richtrollen,
- Abisolierprozess: Wärmeeintrag beim laserbasierten Abisolieren,
- Biegeprozess: Deformation der Isolationsbeschichtung, unzulässige Umformgeschwindigkeit, unzulässige Biegeradien der Biegewerkzeuge, unzulässige Umformkräfte, Verschleiß bzw. Verunreinigung der Biegewerkzeuge sowie große Haltekräfte in der Drahtzuführung.

Auf der physikalischen Grundlage des Paschen-Gesetzes basierend wurde der Luftdruck im Prüfsystem auf 50–100 hPa herabgesetzt, um die für das Einsetzen von Teilentladungseffekten notwendigen Prüfspannungen auf ein Viertel des Ausgangswertes zu verringern. Hierdurch konnten Teilentladungseffekte bei einer für die Isolationsfestigkeit unkritischen Prüfspannung von 1,1 kV nachgewiesen und durch Lichtemissionen im ultravioletten Wellenlängenbereich lokalisiert werden. Als häufigste Fehlerpositionen wurden die Schulter- und Kopfbiegungen der Hairpin-Steckspulen identifiziert.

Des Weiteren wurde durch (Born et al. 2023) in experimentellen Versuchsreihen der **Einfluss des Biegeprozesses** auf die Isolationsfestigkeit von Hairpin-Steckspulen untersucht. Hierfür wurden drei Kupferflachdrähte mit PAI-basierten Isolationsbeschichtungen von 75 µm, 100 µm und 150 µm einseitiger Schichtdicke in einem sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozess in beiden Hauptrichtungen um Biegeformen mit Biegeradien von 2 mm und 4 mm gebogen und die Isolationsfestigkeit bis zu einer Maximalspannung von 20 kV (AC) ermittelt. Während für die Flachdrähte mit Isolationschichtdicken von 100 µm und 150 µm keine signifikante Abhängigkeit der Isolationsfestigkeit vom Biegeprozess beobachtet wurde, konnte am Kupferflachdraht mit 75 µm Isolationsschichtdicke ein negativer Einfluss des abnehmenden Biegeradius und zunehmenden Biegewinkels auf die Isolationsfestigkeit nachgewiesen werden.

Im Gegensatz zu den auf die Analyse von statischen Geometrie- und Isolationseigenschaften ausgerichteten Forschungsarbeiten im Bereich der Produktionstechnik wurde im **elektrotechnischen Kontext** vornehmlich an im Betrieb des elektrischen Traktionsmotors auftretenden Fehlermechanismen geforscht. In diesem Zusammenhang wurden durch (Mancinelli et al. 2017) erste auf Motoretten („Formettes“) und gekoppelten Leiterpaaren („Coupled Bars“) basierende Analysemethoden für die Untersuchung von **Teilentladungseffekten** im Phasen-, Massen- und Windungsschluss beschrieben.

Eine alternative Methodik zur Analyse von teilentladungsbedingten Alterungseffekten an Kupferflachdrähten in Abhängigkeit der **Temperatur und Anregungsfrequenz** wurde durch (Gavrilenko et al. 2021) aufgezeigt. Für die Untersuchungen bei Windungsschluss wurden vier Windungen parallel um einen Zylinder mit unkritischem Biegeradius gebogen. Bei sinusförmigen Wechselspannungen von 20 Hz und 50 Hz sowie Temperaturen von 25 °C und 180 °C konnte eine nichtlineare Abnahme der Alterungsbeständigkeit mit erhöhter Anregungsfrequenz und eine Reduktion der Lebensdauer bei einer Zunahme der Temperatur nachgewiesen werden.

Darüber hinaus wurden durch (Hanisch & Henke 2022) in **Runddraht- und Hairpin-Wicklungen** auftretende Teilentladungseffekte analysiert. Bei einer Anregung mit rechteckförmiger Stoßspannung konnte mit zunehmender Temperatur bis 200 °C eine Abnahme der wiederholten Teilentladungseinsetzspannung (RPDIV – Repetitive Partial Discharge Inception Voltage) beobachtet werden. Zudem wurde eine erhöhte Teilentladungsfestigkeit der analysierten Flachdrähte nachgewiesen, da diese bei gleichem Isolationsgrad und -typ eine im Vergleich größere Isolationsschichtdicke aufweisen.

Weiterhin wurden durch (He et al. 2022b) Teilentladungseffekte an Flachdrähten mit **Isolationsbeschichtungen** aus PAI und PEEK der Isolationsschichtdicken 100 µm und 130 µm unter Variation von Temperatur (23–180 °C), Luftfeuchte (55–95 %) und Luftdruck (590–1000 hPa) untersucht. Hierbei konnte in experimentellen Versuchsreihen mit sinusförmiger Wechselspannung von 50 Hz eine Abnahme der Teilentladungseinsetzspannung mit steigender Temperatur und Luftfeuchtigkeit sowie abnehmendem Luftdruck beobachtet werden. Im Allgemeinen wurden positive Effekte von höheren Isolationsschichtdicken und – mit Ausnahme einer hohen Luftfeuchtigkeit – des Einsatzes von PEEK als Isolationswerkstoff auf die Teilentladungsfestigkeit aufgezeigt.

Der Einfluss von Teilentladungen und thermischen Alterungseffekten auf die zulässige **Betriebstemperatur** von Statoren mit Hairpin-Wicklung wurde durch (Ji et al. 2024) analysiert. In experimentellen Versuchsreihen mit rechteckförmiger Wechselspannung von 200 µs Pulsweite konnte an gekoppelten Leiterpaaren sowohl bei einer zunehmenden Prüftemperatur von 20° C bis 180 °C als auch einer zunehmenden Auslagerungsdauer bei 250 °C eine Abnahme der Teilentladungseinsetzspannung nachgewiesen werden. Auf Grundlage der Ergebnisse ist davon auszugehen, dass der etablierte Sicherheitsabstand der maximal zulässigen Wicklungstemperatur zur **Temperaturklasse** des eingesetzten Kupferflachdrahtes von 30 °C verringert werden kann.

Des Weiteren wurde durch (Naderiallaf et al. 2023) der Einfluss des **Hochkantbiegens** auf die Teilentladungsfestigkeit von lackisoliertem Kupferflachdraht untersucht. Hierfür wurden Kupferflachdrähte mit Isolationsbeschichtungen von 50–60 μm Dicke aus PEI und PAI mit Biegeradien von 3,5 mm, 6,5 mm und 8,5 mm umgeformt, bei 250 °C für 156 h bzw. 312 h ausgelagert und unter Anwendung einer sinusförmigen Wechselspannung von 50 Hz auf das Auftreten von Teilentladungseffekten hin analysiert. In den experimentellen Versuchsreihen wurde entgegen der branchenweiten Annahme kein negativer, sondern ein positiver Effekt der Biegeumformung auf die Teilentladungseinsetzspannung beobachtet, was durch die Autoren mit der erhöhten Impedanz der Isolationsbeschichtung in der Biegeeinflusszone erklärt wurde. Zudem wurde im Einklang mit den zuvor beschriebenen Untersuchungen ein negativer Einfluss der Auslagerungstemperatur nachgewiesen, der auf eine mit dem Verdampfen der Isolationsbeschichtung aus PAI einhergehende Abnahme der Isolationsschichtdicke zurückzuführen ist.

Weitergehende Informationen zu den Anforderungen an die Isolationssysteme elektrischer Traktionsmotoren können (Petri et al. 2022) entnommen werden.

3.1.2 Klassifikation von Hairpin-Steckspulen

Hairpin-Steckspulen können sowohl anhand der funktionellen Eigenschaften, bspw. des Leiterwerkstoffs oder der Temperaturklasse der Primärisolation, als auch der geometrischen Gestalt klassifiziert werden. Da die funktionellen Eigenschaften im produktionstechnischen Kontext vornehmlich die Qualitätsanforderungen und die zu deren Einhaltung zulässigen Prozessgrenzen beeinflussen, wird im Folgenden eine Methodik zur **geometrischen Klassifikation** von Hairpin-Steckspulen beschrieben. Die zu fertigende Geometrie der Hairpin-Steckspulen steht in direkter Abhängigkeit von den Biegeoperationen im Biegeprozess und in Wechselwirkung mit dem nachgelagerten Prozessschritt des Einbringens. Im Produktentstehungsprozess ermöglicht die Geometrieklassifikation eine fertigungsorientierte Bewertung von Designkonzepten unter Berücksichtigung der spezifischen Rahmenbedingungen der Hairpin-Prozesskette.

Die methodische Grundlage der geometrischen Klassifikation stellt ein auf charakteristischen Geometriemerkmalen basierendes Schema zur Beschreibung von Hairpin-Steckspulen dar, das im Rahmen der angeleiteten Masterarbeit von Amelie Rottenberger (vgl. A_Rottenberger 2022) gemeinsam erarbeitet und vorab in Auszügen in (Wirth et al. 2024) veröffentlicht wurde. Das tabellarische Schema und die auf dessen Grundlage abgeleiteten Geometrieklassen werden im Folgenden beschrieben.

Schema zur geometrischen Klassifikation von Hairpin-Steckspulen

Die dreidimensionale Geometrie von Hairpin-Steckspulen kann als eine Folge von Geometrieelementen verstanden werden, die durch die Anwendung von sequenziellen und überlagerten Biegeoperationen (BOP) gefertigt werden. Hierzu sind neben geraden Spulensegmenten sowohl in der Ebene als auch im Raum gekrümmte Segmente, torsionsüberlagerte Segmente und Segmente mit Sondergeometrie zu zählen. Vor diesem Hintergrund zeigt Abbildung 3-3 auf Basis von (A_Rottenberger 2022, S. 25–28) ein tabellarisches Schema zur geometrischen Beschreibung von Hairpin-Steckspulen auf.

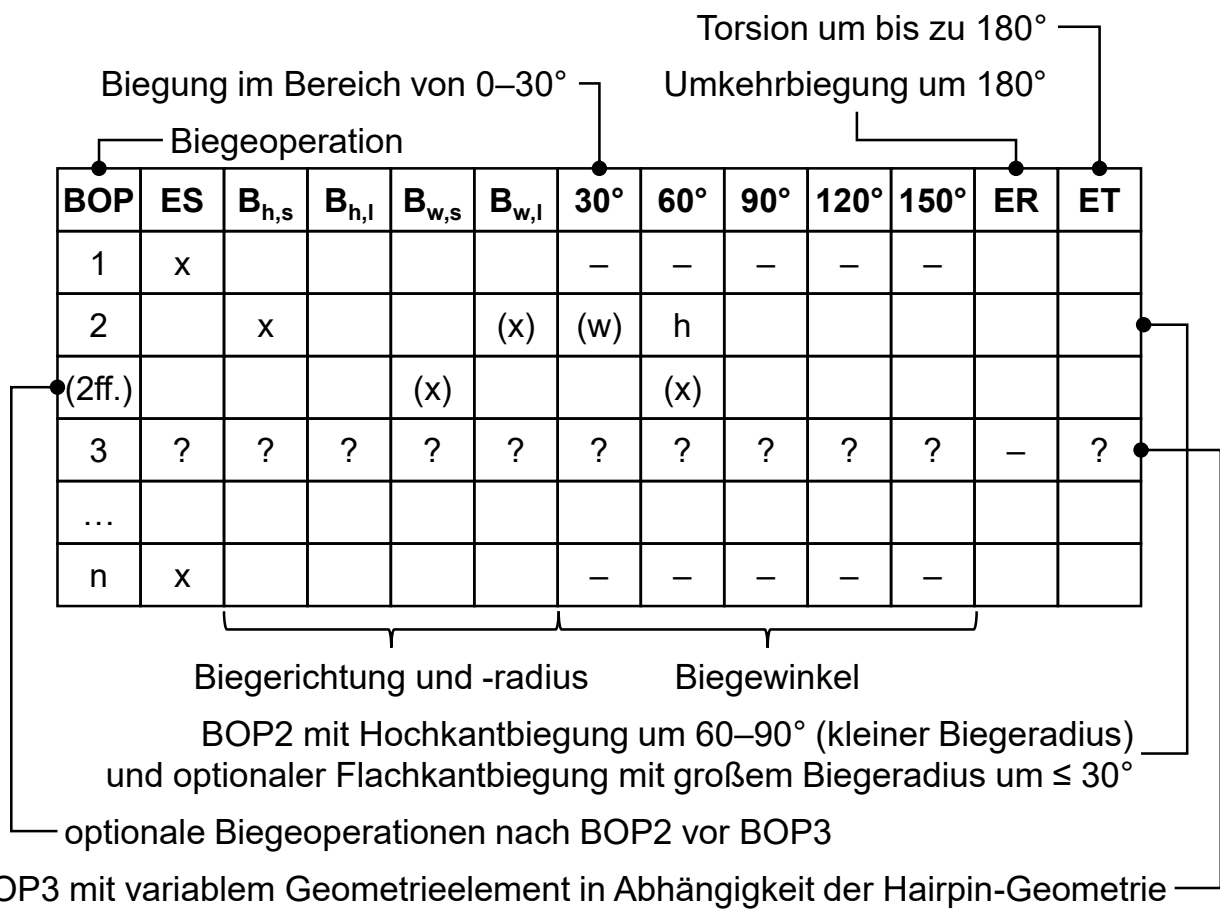


Abbildung 3-3: Schema zur geometrischen Beschreibung von Hairpin-Steckspulen

Das **tabellarische Schema** basiert im Gegensatz zu vornehmlich funktionsorientiert bemaßten Konstruktionszeichnungen auf einer fertigungsorientierten Geometriebeschreibung der Hairpin-Steckspulen und umfasst eine Charakterisierung der wesentlichen Geometrieelemente entlang der abgewickelten Spulenlänge. Die Grundlage der Differenzierung zwischen den Geometrieelementen stellen der Biegeradius und die Biegeebene der gekrümmten **Spulensegmente** sowie die hiervon abgeleiteten **Geometrieklassen** B_{h,s}, B_{h,l}, B_{w,s}, B_{w,l} und ES dar:

- $B_{h,s}$ Spulensegment mit Hochkantbiegung und kleinem Biegeradius,
- $B_{h,l}$ Spulensegment mit Hochkantbiegung und großem Biegeradius,
- $B_{w,s}$ Spulensegment mit Flachkantbiegung und kleinem Biegeradius,
- $B_{w,l}$ Spulensegment mit Flachkantbiegung und großem Biegeradius,
- ES Geradensegment mit definierter Länge ohne Krümmung.

Zur Unterscheidung von geometrisch ähnlichen Hairpin-Steckspulen werden darüber hinaus die Biegewinkel der gekrümmten Spulensegmente quantifiziert. Die Biegewinkel der Geometrielemente werden hierfür in Winkelbereiche von $\leq 30^\circ$, $30-60^\circ$, $60-90^\circ$, $90-120^\circ$ und $120-150^\circ$ diskretisiert, um sowohl im produktionsnahen Umfeld als auch in frühen Entwicklungsphasen eine auf Abschätzungen und Annahmen basierende Anwendung zu gestatten. Zudem können mittels Sonderoperationen gefertigte Geometrielemente wie Umschlag- und Helixbiegungen in das tabellarische Beschreibungsschema integriert werden. Hierdurch werden ein effizienter Umgang mit Sondergeometrien gestattet und eine Erweiterung des methodischen Ansatzes ermöglicht.

Aus der auf skalaren Merkmalen basierenden Beschreibung der Hairpin-Geometrien können durch Abstraktion und Vergleich bestehende Ähnlichkeitscluster abgeleitet werden. Hierdurch wurden im Rahmen von (A_Rottenberger 2022, S. 31–43) auf Grundlage von Patenten und wissenschaftlichen Publikationen fünf **Klassen von Hairpin-Formen** identifiziert, die im Folgenden beschrieben werden. Für eine detaillierte Geometriebeschreibung sei auf die Klassifikationstabellen im Anhang A2 verwiesen.

F-Form: Hairpin-Steckspulen mit flacher Form

Hairpin-Steckspulen mit flacher Form weisen eine sich wiederholende Abfolge von unabhängigen Geometrielementen im Bereich der Hairpin-Schultern und des Hairpin-Kopfes mit Biegeebenen in der Dicken- und Breitenrichtung des Kupferflachdrahtes auf. Neben der in Abbildung 3-4 dargestellten Standardform sind mit der komplexen F-Form mit Krümmung und der komplexen F-Form mit mehreren Biegungen zwei Sonderformen bekannt. Im Fall der **F-Form mit Krümmung** werden die Spulensegmente zwischen den Schultern und dem Kopf der Hairpin-Steckspule von einer Biegung mit großem Biegeradius überlagert; die **F-Form mit mehreren Biegungen** weist hingegen zusätzliche Biegungen im Bereich des Hairpin-Kopfes auf. Durch die nicht überlagerte Folge der Geometrielemente ist die Flexibilität in der Gestaltung des Wickelkopfes insbesondere bei der klassischen F-Form eingeschränkt. Da Hairpin-Steckspulen mit F-Form zumeist keine Hinterschneidungen aufweisen und die Folge von unabhängigen

Geometrieelementen mit vergleichsweise einfachen Biegeoperationen erzeugt werden kann, können in der Fertigung hochproduktive Biegeverfahren wie das werkzeuggebundene Gesenkbiegen eingesetzt werden. (Wirth et al. 2024)



Abbildung 3-4: Hairpin-Steckspule mit Spulengeometrie in F-Form

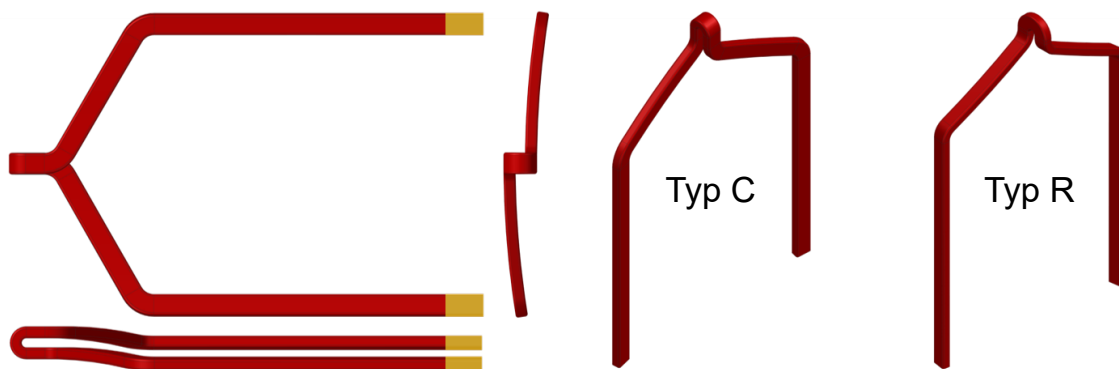


Abbildung 3-5: Hairpin-Steckspulen mit Spulengeometrien in S-Form

S-Form: Hairpin-Steckspulen mit S-Form

Hairpin-Steckspulen mit S-Form wurden erstmals von (Pushev et al. 2016) beschrieben und weisen in der Draufsicht im Bereich des Hairpin-Kopfes eine S-förmige Kontur auf. In Abhängigkeit der Hauptorientierung des Kupferflachdrahtes sind zwei Geometrie-klassen zu unterscheiden: Die in Abbildung 3-5 dargestellte **S-Form vom Typ C** mit tangentialer Orientierung (links) sowie die **S-Form vom Typ R** mit radialer Orientierung der Breitenrichtung des Flachdrahtes (rechts). Im Vergleich weist der Typ R aufgrund des in der Hauptbiegerichtung reduzierten Flächenträgheitsmomentes fertigungstechnische Vorteile auf – aber auch erhöhte Wechselstromverluste im Betrieb der Hairpin-Wicklung (Jiang et al. 2023; Zou et al. 2022). Die Fertigung von S-förmigen Hairpin-Steckspulen erfolgt für gewöhnlich durch eine ebene Vorbiegung des Kupferflachdrahtes in der Breiten- bzw. Dickenrichtung, die der Formgebung der Hairpin-Schultern dient, und eine nachgelagerte Hauptbiegung zur dreidimensionalen Formgebung des

Hairpin-Kopfes. Hierdurch können mehrstufige Biegeprozesse mit hoher Produktivität, bspw. auf Grundlage des klassischen Rohrbiegens und endgesteuerten Biegens, eingesetzt werden. In der Anwendung ermöglichen Hairpin-Steckspulen mit S-Form in Statoren mit regelmäßigem Wickelschema und einer geringen Anzahl an Leitern je Nut kurze Wickelköpfe. (Wirth et al. 2024)

P-Form: Hairpin-Steckspulen mit P-Form

Hairpin-Steckspulen mit P-Form wurden ebenfalls durch (Pushev et al. 2016) beschrieben und weisen im Bereich der Hairpin-Schultern jeweils ein in Dickenrichtung des Flachdrahtes gekrümmtes Spulensegment vom Typ $B_{h,s}$ auf, das von einer Torsion um dessen Hauptachse überlagert wird. Weiterhin zeichnen sich Hairpin-Steckspulen mit P-Form im Bereich des Hairpin-Kopfes durch eine Umschlagbiegung aus, die von gekrümmten Spulensegmenten mit Biegungen in beiden Hauptrichtungen des Kupferflachdrahtes überlagert wird. Die Fertigung von Hairpin-Steckspulen mit P-Form ist im Vergleich zur geometrisch ähnlichen S-Form als erschwert anzusehen, da die Formgebung der Spulensegmente mit überlagerten Geometrielementen zusätzliche Biegeoperationen erfordert. In der produktseitigen Anwendung lassen sich durch die variable Spulengeometrie kurze Wickelköpfe erzielen; aus der Umschlagbiegung resultieren nach Analysen von (Yang et al. 2024) zudem theoretische Vorteile hinsichtlich durch Stromverdrängungseffekte bedingter Wechselstromverluste. (Wirth et al. 2024)

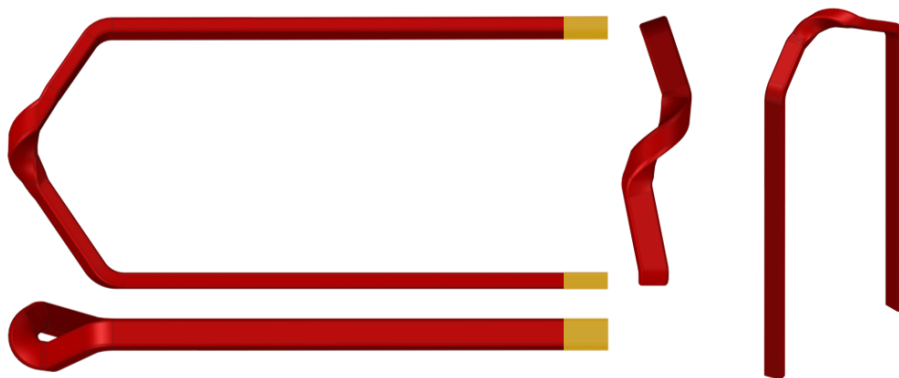


Abbildung 3-6: Hairpin-Steckspule mit Spulengeometrie in P-Form

H-Form: Hairpin-Steckspulen mit Helixform

Hairpin-Steckspulen mit Helixform weisen im Bereich der Kopfbiegung eine Verdrillung des Kupferflachdrahtes um dessen Hauptachse auf. Aus der Torsion des Hairpin-Kopfes resultiert analog zur P-Form ein Orientierungswechsel der Innen- und Außen-seiten der Hairpin-Schenkel im Bereich der aktiven Länge des Statorblechpaketes, was

in der Theorie eine Reduktion durch Stromverdrängungseffekte bedingter Wechselstromverluste ermöglicht (Yang et al. 2024). Über die Verdrillung des Hairpin-Kopfes hinaus ist die Abfolge der Geometrieelemente mit der F-Form vergleichbar und weist daher ähnliche Vor- und Nachteile auf. Aus der Verdrillung des Flachdrahtes resultiert jedoch ein erhöhter Bauraumbedarf im Bereich des Wickelkopfes. Da dem Stand der Technik entsprechende Biegemaschinen nicht für die Fertigung von verdrehten Spulensegmenten entwickelt wurden, müssen die bestehenden Prozessgrenzen im Entwicklungsprozess frühzeitig berücksichtigt werden. (Wirth et al. 2024)

U-Form: Hairpin-Steckspulen mit sequenziellen Biegungen

Hairpin-Steckspulen mit U-Form lassen sich im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Spulengeometrien durch eine Folge von unabhängigen Geometrieelementen mit nicht überlagerten Biegeebenen beschreiben. Geometrieelemente, die aus überlagerten Biegeoperationen in zwei Biegeebenen gefertigt werden, sind für die in Abbildung 3-7 dargestellte U-Form untypisch und stellen die Abgrenzung zur komplexen F-Form mit mehreren Biegungen dar. Aus produktionstechnischer Sicht ähnelt die Spulengeometrie aus Rohren gefertigten Komponenten wie Bremsleitungen. Vor diesem Hintergrund können zur Fertigung von U-förmigen Hairpin-Steckspulen bestehende Biegetechnologien und -maschinen mit vergleichsweise einfachem Funktionsprinzip eingesetzt werden; mit der großen Anzahl an unabhängigen Geometrieelementen gehen jedoch vergleichsweise lange Prozesszeiten einher. Hairpin-Steckspulen mit U-Form dienen daher häufig als Sondergeometrien, die in geringer Anzahl zur Umsetzung von komplexen Wickelschemata optimierter Wicklungsdesigns erforderlich sind. Da die Spulengeometrie keine überlagerten Biegungen aufweist, ist die mechanische Belastung der Isolationsbeschichtung als vergleichsweise gering anzusehen. (Wirth et al. 2024)

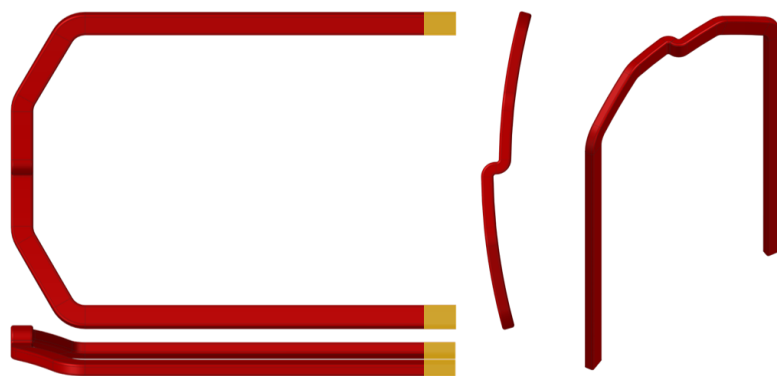


Abbildung 3-7: Hairpin-Steckspule mit Spulengeometrie in U-Form

3.1.3 Biegetechnologien zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Biegeprozesse zur Fertigung von Hairpin-Steckspulen aus Kupferflachdraht können nach (Wirth et al. 2020) in Abhängigkeit der zur Formgebung der Geometrieelemente eingesetzten Biegeverfahren und der charakteristischen Folge von Biegeoperationen den werkzeuggebundenen, sequenziellen werkzeuggebundenen und kinematischen Technologien zugeordnet werden. Die zum Biegen von Hairpin-Steckspulen eingesetzten **Fertigungsverfahren** sind nach (DIN 8580, S. 11) der Hauptgruppe des Umformens und der Gruppe des Biegeumformens zuzuordnen. Im Gegensatz zu den weiteren umformtechnischen Fertigungsgruppen basiert die Klassifikation von Biegeumformverfahren nicht auf dem im Umformprozess vorherrschenden Spannungszustand des Werkstücks, sondern der Wirkrichtung des eingesetzten Verfahrens (VDI 3430, S. 5). Vor diesem Hintergrund sind nach (DIN 8586, S. 11) Biegeumformverfahren mit geradliniger Werkzeugbewegung wie das Gesenkbiegen von Verfahren mit drehender Werkzeugbewegung, bspw. dem Schwenkbiegen, zu unterscheiden. Eine Möglichkeit zur Differenzierung von **Profilbiegeverfahren** wird durch die (VDI 3430, S. 26) in Abhängigkeit der Art der Werkzeugbewegung (drehend oder geradlinig) sowie der Gestalterzeugung (formgebunden oder kinematisch) beschrieben und im Folgenden angewendet. Durch die Wahl des Biegeverfahrens werden sowohl die Form der zur Gestalterzeugung eingesetzten Werkzeuge als auch der Bewegungsablauf der Prozesskinematik und die Relativbewegung von Werkzeug und Werkstück festgelegt (Chatti et al. 2012, S. 573). Beim Einsatz **werkzeuggebundener Verfahren** wird die zu erzeugende Gestalt des Werkstücks durch eine oder mehrere Werkzeugform(en) definiert und im Biegeprozess durch umformtechnische Wirkmechanismen auf das Werkstück übertragen, was eine gute Führung des Werkstücks in der Umformzone ermöglicht, aber die Flexibilität des Verfahrens einschränkt (Chatti 1998, S. 8). **Kinematische Biegeverfahren** basieren hingegen auf einer definierten Relativbewegung von Werkzeug und Werkstück, was die Freiheitsgrade der Prozessführung, damit einhergehend allerdings auch die Komplexität der Prozessparametrierung steigert (Arnet 1999, S. 15–17).

Im Kontext der **Hairpin-Formgebung** sind die kinematischen Verfahren des Schubbiegens, endengesteuerten Biegens und 3-Punkt-Biegens (Schwenkbiegens) sowie die werkzeuggebundenen Verfahren des Rotationszugbiegens, klassischen Rohrbiegens und Gesenkbiegens als relevant anzusehen. Die für die Biegeumformverfahren charakteristischen Relativbewegungen von Werkzeug und Werkstück sind in Abbildung 3-8 in Abhängigkeit der verfahrensspezifischen Prozesskinematiken und Werkzeugformen

dargestellt. Die von (Kampker et al. 2022a, S. 9 f.) vorgeschlagene Klassifikation der Biegeprozesse in die Technologieklassen des CNC-Biegens, Schwenkbiegens, Gesenkbiegens und freien Biegens wird im Folgenden nicht weiterverfolgt, da diese im Sinne der (DIN 8586) und (VDI 3430) weder vollständig noch eindeutig ist.

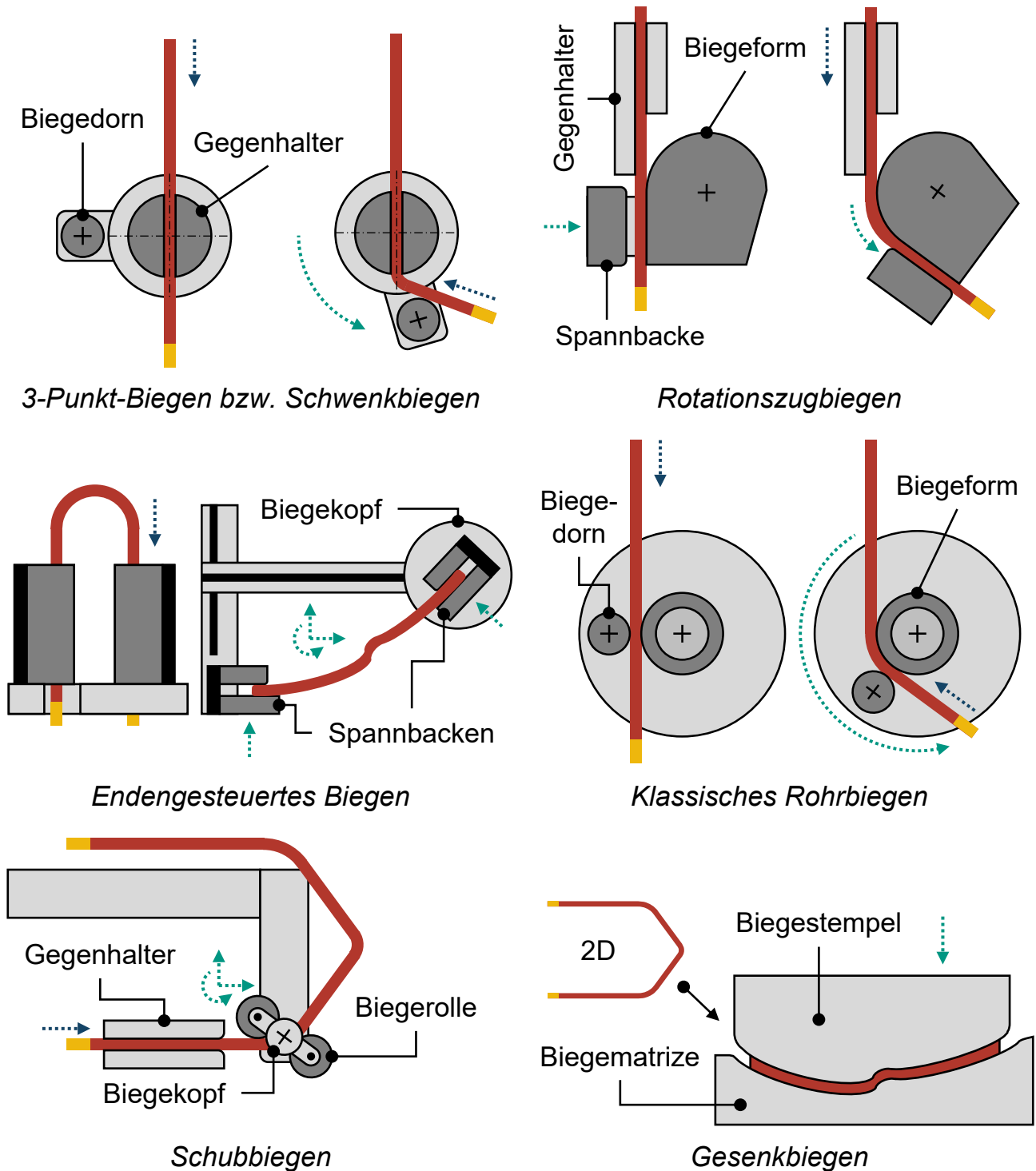


Abbildung 3-8: Kinematische (links) und werkzeuggebundene (rechts) Biegeverfahren zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen nach (Wirth et al. 2023a)

Über die Gesamtheit der zum Biegen von Hairpin-Steckspulen eingesetzten Verfahren hinweg müssen die im Abschnitt 3.1.1 beschriebenen Qualitätsanforderungen eingehalten werden. Aufgrund der technisch-wirtschaftlichen Rahmenbedingungen bestehen in der industriellen Anwendung darüber hinaus **Anforderungen** an die Produktivität, die Flexibilität hinsichtlich der zu verarbeitenden Drahtgeometrien und der zu fertigen Hairpin-Geometrien, die Robustheit und Prozessfähigkeit sowie die Steuerbarkeit des Biegeprozesses (Riedel et al. 2018; Wirth et al. 2020). Hinsichtlich der **Einflussgrößen** auf die Qualität der Hairpin-Steckspulen sind material- und prozessspezifische Steuer- und Störgrößen zu differenzieren (Wirth et al. 2023a). Da die Eigenschaften des Kupferflachdrahtes weder gezielt beeinflusst noch als bekannt vorausgesetzt werden können, handelt es sich hierbei um Störgrößen, die durch die zulässigen Toleranzfenster beschränkt sind und nach (Wirth & Fleischer 2019) sowohl den Werkstoff als auch die Geometrie des Kupferleiters und der Primärisolation umfassen:

- **Werkstoffspezifische Störgrößen** des Kupferflachdrahtes
 - Elastizitätsmodul E ,
 - Streckgrenze R_e bzw. Dehngrenze $R_{p0,2}$,
 - Verfestigungsverhalten bzw. die daraus resultierende Fließkurve $k_f(\varphi)$ in Abhängigkeit des Umformgrades φ ,
- **Geometriespezifische Störgrößen** des Kupferflachdrahtes
 - Querschnittsgeometrie: Breite $w_{c/w}$, Dicke $h_{c/w}$ und Kantenradien $r_{c/w}^i$,
 - Flächenträgheitsmomente $I_{w,c}$ und $I_{h,c}$.

Die **prozessspezifischen Einflussgrößen** umfassen sowohl dynamische und statische Steuergrößen als auch aus den Biege- und Spannwerkzeugen sowie der Prozesskinematik und der Maschinenstruktur resultierende Störgrößen:

- Biegeparameter (dynamische oder statische Steuergrößen),
 - Biegewinkel unter Last
 - Biegepositionen und Biegeebenen
- Biegegeschwindigkeit (dynamische Steuergröße),
- Werkzeugradien (statische Steuergröße),
- Werkzeugoberfläche (statische Steuergröße),
- Werkzeugkorrosion und -verschleiß (dynamische Störgröße),
- Werkzeuggtoleranzen (statische Störgröße),
- Werkzeug- und Maschinensteifigkeit (statische Störgröße).

Aus dem Zusammenspiel von Werkstück, Werkzeug und weggesteuerter Kinematik resultieren im Prozess charakteristische Biegemomente und -kräfte, die eine indirekte Überwachung der geometrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen ermöglichen (Mayr et al. 2021a). In diesem Zusammenhang ist jedoch zu beachten, dass die geometrischen Qualitätseigenschaften kein hinreichendes Qualitätskriterium darstellen (Wirth et al. 2023b). Eine Übersicht der **Wirkbeziehungen** zwischen den Einflussgrößen auf den Biegeprozess und den geometrischen Qualitätsmerkmalen von Hairpin-Steckspulen ist in Tabelle 3-3 dargestellt. Hierbei sind werkzeuggebundene Biegeprozesse (BW) von den flexiblen Biegeprozessen (BF) des sequenziellen werkzeuggebundenen und kinematischen Biegens zu unterscheiden.

Tabelle 3-3: Einflussgrößen im Biegeprozess auf die geometrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen nach (Wirth et al. 2021)

Einflussgrößen	Geometrische Qualitätseigenschaften					
	Hairpin-Kopf		Position der Hairpin-Enden		Orientierung der Hairpin-Enden	
	BW	BF	BW	BF	BW	BF
Klemmwerkzeug	●	●	●	●	●	●
Biegewerkzeug	●	◐	◐	◑	●	◐
Biegeparameter	◑	●	◐	●	◑	◐
Drahtgeometrie	◐	◑	◐	●	◐	◑
Drahtwerkstoff	◑	◐	◐	◑	◑	◐

● starker Einfluss ◐ mittlerer Einfluss ○ kein Einfluss

Werkzeuggebundene, sequenzielle werkzeuggebundene und kinematische **Biegeprozesse** zur Fertigung von Hairpin-Steckspulen umfassen eine Folge von verketteten Biegeoperationen, wobei die der Formgebung der Geometrieelemente dienenden Operationen auf den eingeführten Biegeverfahren basieren. In der industriellen Anwendung werden nahezu ausschließlich werkzeuggebundene und sequenzielle werkzeuggebundene Biegeprozesse eingesetzt (Wirth et al. 2023a). Kinematische Biegeprozesse sind aufgrund der mit der erhöhten Anzahl an Freiheitsgraden einhergehenden Komplexität als Forschungsgegenstand anzusehen (Barbieri et al. 2022; Wirth et al. 2020). Eine auf einer internationalen Patentrecherche in der Patentklasse H02K basierende Übersicht über den industriellen Stand der Technik im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen kann dem Anhang A3 entnommen werden.

Werkzeuggebundenes Biegen von Hairpin-Steckspulen

Werkzeuggebundene Prozesse zur Fertigung von Hairpin-Steckspulen basieren auf einer mindestens zweistufigen Folge von Teilprozessen, die im Wesentlichen auf werkzeuggebundenen Verfahren beruhende Biegeoperationen umfassen (Wirth et al. 2020). Wie in Abbildung 3-9 dargestellt, wird im Teilprozess der **Vorformgebung** unter Anwendung der werkzeuggebundenen Verfahren des Rotationszugbiegens und klassischen Rohrbiegens oder des kinematischen Schwenk- bzw. 3-Punkt-Biegens zunächst eine zweidimensionale Grundgeometrie erzeugt. Diese wird im nachgelagerten Teilprozess der **Hauptformgebung** durch werkzeuggebundenes Gesenkbiegen in die dreidimensionale Zielgeometrie der Hairpin-Steckspule gebracht. (Wirth et al. 2023a)

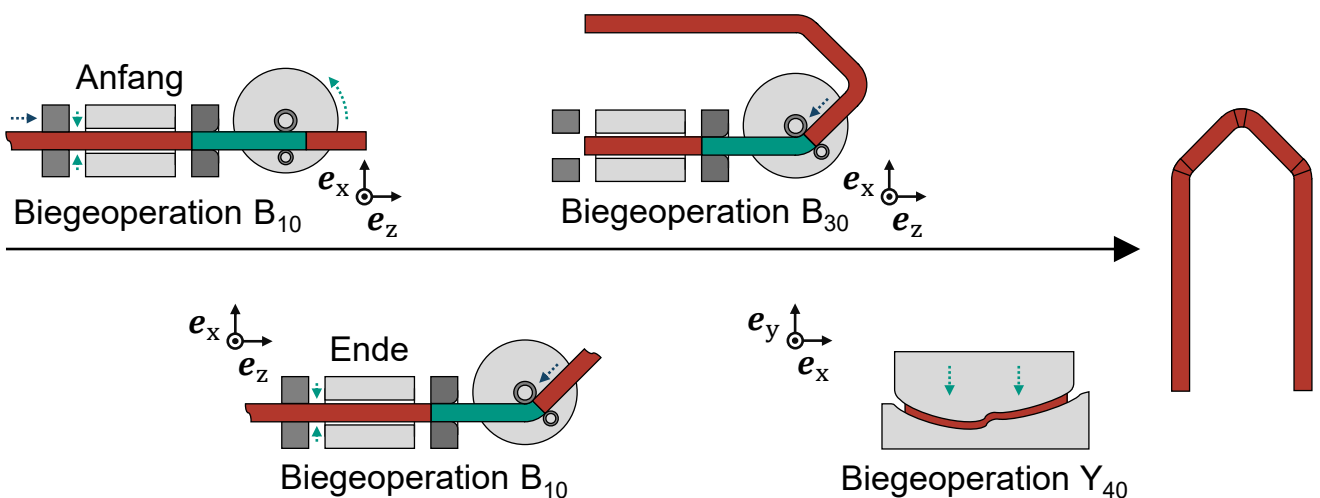


Abbildung 3-9: Werkzeuggebundenes Biegen von Hairpin-Steckspulen

Eine alternative Prozessfolge mit drei Teilprozessen stellt die Kombination aus einem werkzeuggebundenen Rotationsbiegeprozess zur Erzeugung einer U-förmigen Grundgeometrie, einem nachgelagerten Gesenkbiegeprozess zur lokalen Formgebung des Hairpin-Kopfes und einem endengesteuerten Biegeprozess zur Erzeugung der dreidimensionalen Zielgeometrie dar. Als wesentliche **technologische Herausforderung** ist die Werkzeugauslegung in Verbindung mit der Kompensation von Rückfederungseffekten und der Vermeidung von prozessbedingten Isolationsbeschädigungen anzusehen (Hausmann et al. 2020). Die Robustheit des Biegeprozesses gegenüber Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes ist vergleichsweise hoch, solange diese ein definiertes Toleranzfenster nicht überschreiten (Wirth & Fleischer 2019). Aufgrund der werkzeuggebundenen Hauptformgebung ist die **Flexibilität** des Biegeprozesses als gering zu bewerten; eine numerische Adaption der Steuergrößen ist ausschließlich im Teilprozess der Vorformgebung möglich (Wirth et al. 2021; Wirth et al. 2023a).

Sequenzielles werkzeuggebundenes Biegen von Hairpin-Steckspulen

Das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen basiert in Abhängigkeit der Maschinenstruktur entweder auf einer den zu erzeugenden Geometrieelementen entsprechenden Anzahl an sequenziellen Biegeprozessen oder einem Biegeprozess mit mehreren Biegeoperationen. Als **Biegeverfahren** finden sowohl werkzeuggebundene Rotationsbiegeverfahren, bspw. das Rotationszugbiegen und klassische Rohrbiegen, als auch kinematische Biegeverfahren wie das 3-Punkt-Biegen Verwendung. Die werkzeuggebundenen Verfahren werden aufgrund der guten Führung des Werkstücks in der Umformzone bevorzugt zum Hochkantbiegen des Flachdrahtes eingesetzt; kinematische Verfahren hingegen zur Erzeugung von Geometrieelementen mit einer Biegeebene in der Dickenrichtung des Flachdrahtes – im Folgenden als Flachkantbiegen bezeichnet. Während die im Kontext des sequenziellen werkzeuggebundenen Biegens eingesetzten Verfahren der Erzeugung von ebenen Geometrieelementen mit statischen Biegeebenen dienen, resultiert die dreidimensionale Spulengeometrie wie in Abbildung 3-10 dargestellt aus diskreten Wechseln der Biegeebenen und Biegepositionen zwischen aufeinanderfolgenden Biegeoperationen und der gezielten Überlagerung von Geometrieelementen. (Wirth et al. 2020; Wirth et al. 2023a)

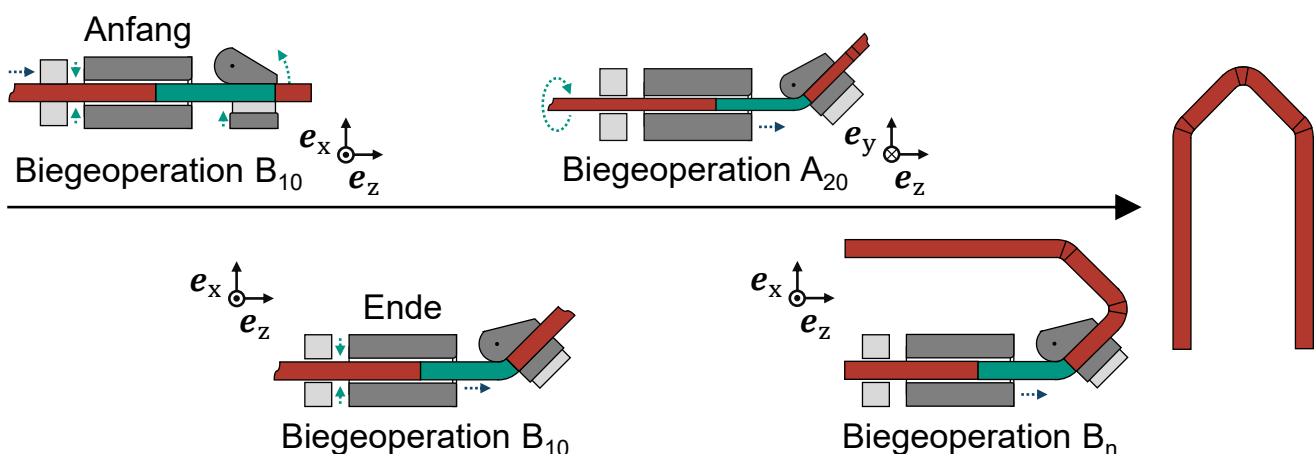


Abbildung 3-10: Sequenzielles werkzeuggebundenes Biegen von Hairpin-Steckspulen

Die wesentliche **technologische Herausforderung** stellt die von der zu erzeugenden Hairpin-Geometrie und den Eigenschaften des Kupferflachdrahtes abhängige Parametrierung der Biegeebenen, -positionen und -winkel dar (Wirth et al. 2021). Weiterhin besteht aufgrund der diskreten Folge von Biegeoperationen mit wechselnden Belastungsrichtungen und -amplituden eine erhöhte Gefahr von Isolationsschäden; die

Gestalterzeugung wird zudem durch geschwindigkeitsabhängige Trägheitseffekte beeinflusst. Im Vergleich zum werkzeuggebundenen Biegen weisen sequenzielle werkzeuggebundene Biegeprozesse aufgrund der großen Anzahl an verketteten Biegeoperationen eine geringere **Robustheit** gegenüber Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes auf (Wirth et al. 2020). Die im Wesentlichen aus der Parametrierung von dynamischen Steuergrößen resultierende Gestalterzeugung ermöglicht jedoch einen steuerungsasierten Eingriff in den Biegeprozess und schafft hierdurch die notwendigen Rahmenbedingungen für die Implementierung einer **Prozessregelung**. Da die Auslegung der Werkzeuggraden einen vergleichsweise geringen Einfluss auf die im Biegeprozess erzielbare Hairpin-Geometrie aufweist, ist die Flexibilität von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen als hoch anzusehen. (Wirth et al. 2023a)

Kinematisches Biegen von Hairpin-Steckspulen

Im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Biegetechnologien basieren kinematische Biegeprozesse auf der Interaktion zwischen dem zu fertigenden Werkstück und der durch die Prozesskinematik bedingten Bewegung des Biegewerkzeuges.

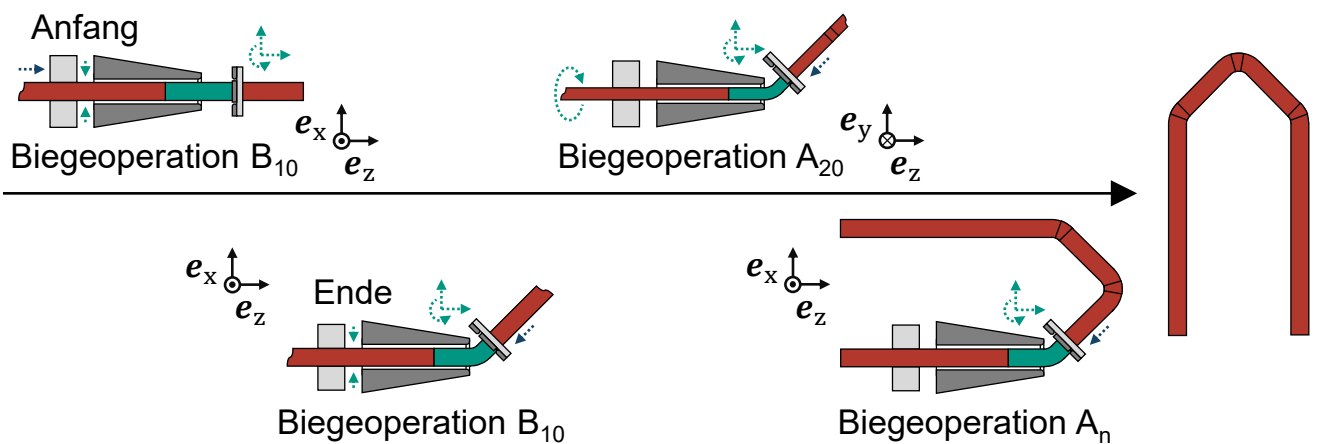


Abbildung 3-11: Kinematisches Biegen von Hairpin-Steckspulen

Die in Abbildung 3-11 dargestellte **Prozessfolge** ist hinsichtlich des Wirkprinzips mit dem sequenziellen werkzeuggebundenen Biegen von Hairpin-Steckspulen vergleichbar und wird ebenfalls aus den Eigenschaften der zu erzeugenden Geometrieelemente abgeleitet. Die gesteigerten **Freiheitsgrade** der kinematischen Biegeverfahren ermöglichen es jedoch, komplexe Geometrieelemente durch sequenzielle Biegeoperationen und den kontinuierlichen Wechsel der Biegeebene im Prozess mit einem Biegewerkzeug zu fertigen. Während die Flexibilität kinematischer Biegeprozesse folglich als hoch anzusehen ist, gehen mit Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes und prozess-

bedingten Schwingungen aufgrund der eingeschränkten Führung des Werkstücks in der Umformzone negative Effekte auf die Fertigungsgenauigkeit einher. Ebenso sind durch lokale Krafterwirkungen bedingte Schädigungen der Isolationsbeschichtung als **technologische Herausforderung** anzusehen. (Wirth et al. 2020)

Technologievergleich

Während sich werkzeuggebundene und sequenzielle werkzeuggebundene Biegeprozesse hinsichtlich der charakteristischen Prozessfolge unterscheiden, können sequenzielle werkzeuggebundene und kinematische Biegeprozesse anhand der zur Gestalterzeugung eingesetzten Biegeverfahren differenziert werden. **Werkzeuggebundene Biegeprozesse** weisen Vorteile im Kontext der Produktivität, Wiederholgenauigkeit und Robustheit gegenüber materialspezifischen Störgrößen auf – aber auch Nachteile hinsichtlich der Flexibilität und Werkzeugkosten. Demgegenüber zeichnen sich **sequenzielle werkzeuggebundene** und **kinematische Biegeprozesse** durch Vorteile in der geometrieflexiblen Fertigung von Hairpin-Steckspulen aus, die mit Nachteilen bezüglich der Produktivität und Robustheit einhergehen. Tabelle 3-4 zeigt unter Berücksichtigung der technisch-wirtschaftlichen Anforderungen an Biegeprozesse im Kontext der Hairpin-Formgebung einen Technologievergleich auf. (Wirth et al. 2020)

Tabelle 3-4: Technologievergleich von Biegeprozessen für Hairpin-Steckspulen (erweiterte Darstellung nach Wirth et al. 2020; Wirth et al. 2021)

Bewertungs-kriterium	Biegetechnologie		
	Werkzeuggebun- denes Biegen	Sequenzielles werkzeug. Biegen	Kinematisches Biegen
Produktivität	●	◐	◐
Drahtflexibilität	◐	◐	○
Geomet.flexibilität	◐	◐	●
▪ Biegepositionen	mechanisch	numerisch	numerisch
▪ Biegeebenen	mechanisch	numerisch (2D)	numerisch (3D)
▪ Biegewinkel	mechanisch	numerisch	numerisch
▪ Biegeradien	mechanisch	mechanisch	numerisch
Steuerbarkeit	◐	◐	◐
Wiederholbarkeit	●	◐	◐
Robustheit	◐	◐	○
Werkzeugkosten	○	◐	◐

● positive Bewertung ◐ neutrale Bewertung ○ neg. Bewertung

Vor diesem Hintergrund wird das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen gemäß dem Stand der Technik häufig im **Prototypenbau** und der **Kleinserienproduktion** eingesetzt. In der **hochvolumigen Serienproduktion** ermöglicht das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen zudem die wirtschaftliche Formgebung von Hairpin-Steckspulen mit Sondergeometrie, die zur konstruktiven Umsetzung des Wickelschemas einer Hairpin-Wicklung in vergleichsweise geringer Stückzahl erforderlichen sind; die Fertigung der in großer Stückzahl erforderlichen Standardgeometrien basiert überwiegend auf werkzeuggebundenen Biegeprozessen. (Wirth et al. 2021)

3.1.4 Biegemaschinen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Über die zuvor beschriebene Klassifikation der Biegetechnologien hinaus können Biegemaschinen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen auf Grundlage der **Maschinenstruktur** unterschieden werden (A_Gerner 2023, S. 36 f.). Wie in Abbildung 3-12 und Abbildung 3-13 aufgezeigt, sind Biegemaschinen in Abhängigkeit der maschinen- und herstellerspezifischen **Biegekinematik** wie folgt zu differenzieren:

- Biegemaschinen mit einem Arbeitspunkt
 - stationäre Biegekinematik,
 - bewegliche Biegekinematik,
- Biegemaschinen mit mehreren Arbeitspunkten
 - Parallelbiegekinematik,
 - Transferbiegekinematik.

Biegemaschinen mit einem Arbeitspunkt weisen meist eine kreisförmige Anordnung der Biegewerkzeuge auf, wobei die Biegewerkzeuge in Abhängigkeit der aktiven Biegeoperation und statischen Steuergrößen radial in den Arbeitsraum zugestellt werden. Hierdurch kann auf kleinem Bauraum eine vergleichsweise große Vielfalt an Biegeverfahren und Hairpin-Geometrien abgebildet werden. Die zur Erzeugung der Geometrielemente eingesetzten Biegeverfahren müssen den aus der geforderten Prozessfähigkeit, Robustheit und Taktzeit des Biegeprozesses abgeleiteten Anforderungen an die Steifigkeit und Dynamik der Biegekinematik entsprechen, weshalb bevorzugt Verfahren mit drehender Werkzeugbewegung Anwendung finden. In Abhängigkeit des Konstruktionsprinzips zur Umsetzung der Relativbewegung zwischen dem umzuformenden Kupferflachdraht und dem axialen Arbeitspunkt der Biegewerkzeuge sind zudem **stationäre** und **bewegliche Biegekinematiken** zu differenzieren. Während Biegemaschinen mit beweglicher Biegekinematik zwischen aufeinanderfolgenden Biege-

operationen das Beschleunigen von großen Massen erfordern, wirken bei Biegemaschinen mit stationärem Arbeitspunkt durch den notwendigen Vorschub des Kupferflachdrahtes hohe Trägheitskräfte auf die bereits gefertigten Geometrielemente.

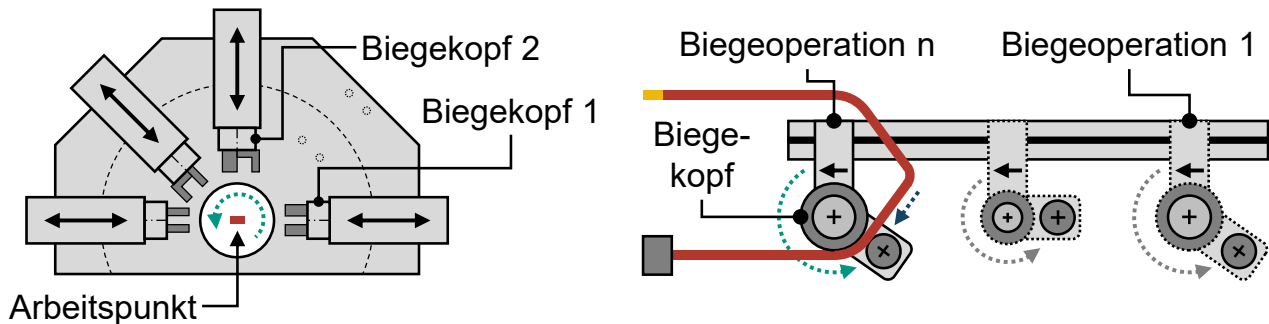


Abbildung 3-12: Biegemaschinen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen mit stationärer (links) und beweglicher Kinematik (rechts) nach (A_Gerner 2023, S. 37)

Biegemaschinen mit mehreren Arbeitspunkten erfordern hingegen mehrere unabhängige Biegeköpfe, womit ein erhöhter Bauraum und gesteigerte Maschinenkosten einhergehen. Durch die Parallelisierung der sequenziellen Biegeoperationen kann im Vergleich zu Biegemaschinen mit einem Arbeitspunkt jedoch eine signifikante Taktzeitreduktion erzielt werden. In Abhängigkeit des Wirkprinzips sind weiterhin Maschinen mit Parallel- und Transferkinematik zu differenzieren. **Biegemaschinen mit Parallelkinematik** zeichnen sich durch die synchrone Umsetzung von mehreren Biegeoperationen an unterschiedlichen Biegepositionen eines Werkstücks bzw. die synchrone Umsetzung einer Biegeoperation an mehreren Werkstücken aus. Hierdurch werden eine kompakte Maschinenbauweise und kurze Prozesszeiten ermöglicht; gleichzeitig resultieren aus dem Wirkprinzip jedoch hohe Anforderungen an die Synchronisation und mechanische Ausrichtung der Teilsysteme. **Biegemaschinen mit Transferkinematik** weisen hingegen eine serielle Anordnung von Biegeköpfen auf, deren Arbeitspunkte durch ein Handhabungssystem verkettet sind. Durch eine den zu fertigenden Geometrielementen entsprechende Anordnung und statische Parametrierung der Biegeverfahren können Biegeoperationen parallelisiert und Taktzeiten verkürzt werden. Aus der sequenziellen Formgebung an mehreren Arbeitspunkten und der eingeschränkten Biegesteifigkeit des Kupferflachdrahtes resultieren hohe Anforderungen an die Positioniergenauigkeit des Transfersystems und die Klemmung des Kupferflachdrahtes während der Biege- und Handhabungsoperationen. Gleichzeitig werden eine näherungsweise der Anzahl der Biegeköpfe entsprechende Taktzeitreduktion und eine vereinfachte Konstruktionsweise der Biegeköpfe ermöglicht.

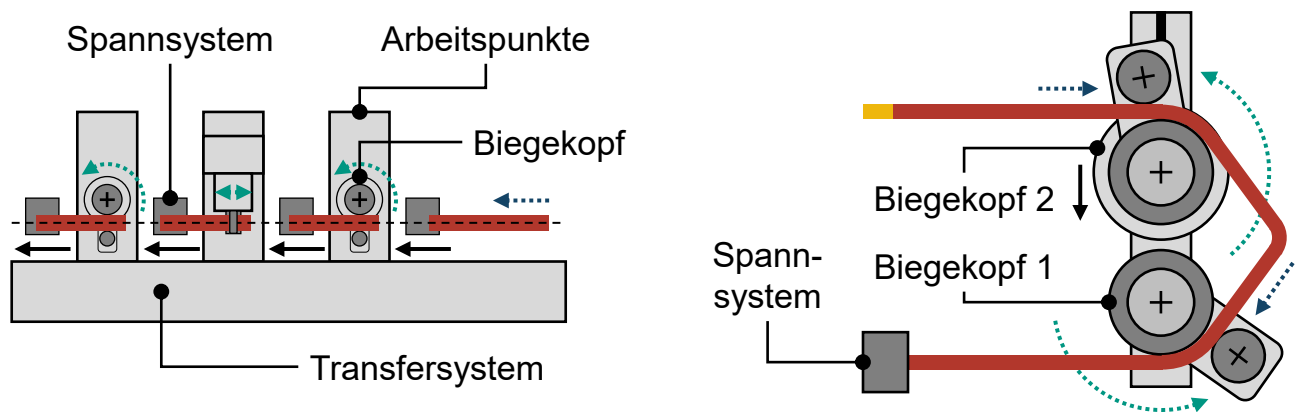


Abbildung 3-13: Biegemaschinen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen mit Transfer- (links) und Parallelkinematik (rechts) nach (A_Gerner 2023, S. 37)

3.2 Modellbasierte Optimierung von Fertigungsprozessen für Statorwicklungen

Physikalische und empirische Prozessmodelle gestatten die Beschreibung von Wirkbeziehungen zwischen den Ein- und Ausgangsgrößen von Fertigungsprozessen (Hehenberger 2011, S. 37). Die Abbildung von physischen Systemen durch hinreichend genaue **Prozessmodelle** ermöglicht es daher, mit vergleichsweise geringem Aufwand umfassende Sensitivitätsanalysen durchzuführen und unbekannte Prozesskenngrößen sowie -zustände zu ermitteln (Heller et al. 2015, S. 164–166). Durch die numerische Berechnung von werkstück- und prozessspezifischen Eigenschaften in Abhängigkeit der Eingangsgrößen können das Prozesswissen erweitert und sowohl die Prozessstabilität als auch die zu erwartende Qualität des Werkstücks unter Berücksichtigung von Toleranzen analysiert werden (Hehenberger 2011, S. 38). Der Einsatz von digitalen Prozessmodellen stellt somit einen effektiven Lösungsansatz zur effizienten Optimierung von Fertigungsprozessen in der Statorproduktion dar (Hausmann et al. 2020). Um den Anforderungen konventioneller Anwendungen und dem mit hybridelektrischen Antriebssystemen einhergehenden Bedarf an konzentrierten **Runddraht-Wicklungen** gerecht zu werden (Sell-Le Blanc et al. 2014), waren Ansätze der modellbasierten Optimierung in der Statorproduktion zunächst auf konventionelle Wickelprozesse fokussiert. Die in diesem Zusammenhang relevanten Prozesse des Linear-, Nadel- und Flyerwickelns sind nach (DIN 8593, S. 4) dem Fertigungsverfahren „Wickeln von Draht“ der Fertigungsgruppe „Fügen durch Umformen“ zugeordnet und werden von dynamischen Effekten dominiert (Vonken 1996, S. 11–13). Aufgrund der steigenden Relevanz von **Flachdraht-Wicklungen** für elektrische Traktionsmotoren wurde in späteren

Forschungsarbeiten zunehmend die Modellierung der auf umformtechnischen Wirkmechanismen basierenden Biegeverfahren der Fertigungsgruppe Biegeumformen nach (DIN 8586) adressiert. Die im Stand der Forschung beschriebenen Ansätze zur modellbasierten Optimierung von Fertigungsprozessen für Statorwicklungen werden im Folgenden aufgezeigt und hinsichtlich der Anwendbarkeit bewertet.

3.2.1 Modellbildung und Optimierung von Runddraht-Wickelprozessen

Analytische Modellierungsansätze von Wickelprozessen basieren auf vereinfachten Betrachtungen der Kinematik und Dynamik des aus Werkstück und Wickelmaschine bestehenden Gesamtsystems. Hierdurch können im Wickelprozess auftretende Drahtzugkräfte sowie Weg- und Geschwindigkeitsverläufe des Runddrahtes modelliert werden (Hofmann et al. 2019; Sell-Le Blanc et al. 2016; Wolf 1997, S. 28–60). Hinsichtlich der **empirischen Ansätze** sind experimentelle Methoden der Systemdynamik, bspw. die Modellierung des Übertragungsverhaltens des Gesamtsystems durch die Sprungantworten der Funktionseinheiten (Wenger 2004, S. 40–83), von datenbasierten Methoden des maschinellen Lernens zu unterscheiden (Mayr et al. 2021b). Weiterhin wurden experimentelle Versuchsreihen zur Charakterisierung und empirischen Modellierung von Fehlermechanismen im Linearwickelprozess unrunder Einzelzahnspulen genutzt (Sell-Le Blanc et al. 2014). Hinsichtlich der **numerischen Prozessmodellierung** sind auf vereinfachten Materialmodellen basierende Mehrkörpersimulationen des Gesamtsystems von auf die Drahtablage fokussierten Ansätzen auf Grundlage der Finite-Elemente-Methode zu differenzieren (Komodromos et al. 2018; Sell-Le Blanc et al. 2013). Im Kontext der **Finite-Elemente-Methode** wurden zunächst statisch-implizite 2D-Prozessmodelle angewendet (Bönig et al. 2014a), um die methodischen Grundlagen für eine dynamisch-explizite 3D-Prozessmodellierung zu schaffen (Bönig et al. 2014b). Zur Modellierung des vollständigen Wickelprozesses wurden hinsichtlich des Kontakt- und Umformverhaltens vereinfachte, aber berechnungseffiziente Balkenelemente verwendet (Bönig et al. 2015; Weigelt et al. 2019); mit einer volumetrischen Diskretisierung des Runddrahtes gehen hingegen unzulässig hohe Berechnungszeiten einher (Zerbe 2019, S. 199–202). Zur Modellierung von spezifischen Prozesssequenzen wie der Ablage des Runddrahtes um die Kanten des Spulenkörpers wurden hingegen Volumenelemente eingesetzt, um die Modellierungsgenauigkeit zu verbessern (Komodromos et al. 2017). Eine vollständige Übersicht über die im Stand der Forschung beschriebenen Ansätze zur physikalischen Modellierung von direkten Runddraht-Wickelprozessen kann Tabelle A-6 im Anhang A4 entnommen werden.

Vor dem Hintergrund des im Vergleich zu dynamischen Effekten untergeordneten Einflusses von umformtechnischen Wirkmechanismen auf Runddraht-Wickelprozesse (Vonken 1996, S. 11–13) basieren die im Stand der Forschung beschriebenen Modellierungsansätze zur Reduktion des Berechnungsaufwands auf im spezifischen Kontext zulässigen, aber weitreichenden Vereinfachungen. Hierdurch ist eine **Übertragung der Lösungsansätze** auf den Formgebungsprozess von Hairpin-Steckspulen grundsätzlich nicht möglich. Eine Ausnahme stellt der von (Komodromos et al. 2017) beschriebene Ansatz zur Modellierung der mechanischen Werkstoffeigenschaften und des Biegeverhaltens von Runddrähten mit vergleichsweise großen Durchmessern dar. Dieser basiert auf der dynamisch-expliziten Finite-Elemente-Methode und einer Diskretisierung des Runddrahtes mit acht Volumenelementen in der Querschnittsfläche.

3.2.2 Modellbildung und Optimierung von Flachdraht-Biegeprozessen

Kupferflachdrähte zur Fertigung von Hairpin-Wicklungen weisen eine rechteckige Querschnittsgeometrie mit einer Fläche von mehreren Quadratmillimetern auf und sind als biegesteif anzusehen (Kampker et al. 2018a). Um möglichst kompakte Wickelköpfe zu ermöglichen, wird der **Flachdraht** im Biegeprozess in Geometrielemente mit Biegegraden in der Größenordnung der Drahtbreite bzw. -dicke umgeformt (Wirth et al. 2023a). Hierdurch treten insbesondere beim **Hochkantbiegen** des Flachdrahtes in den Randfaserbereichen große Deformationen mit ca. 20–40 % wahrer Dehnung auf. Das Biegen von Hairpin-Steckspulen ist somit als ein von umformtechnischen Wirkmechanismen dominierter Prozess anzusehen. (Wirth et al. 2023c) Die im Stand der Forschung beschriebenen Modellierungsansätze basieren daher auf **umformtechnischen Methoden** der empirischen und numerischen Prozessmodellierung und werden sowohl zur Prozessentwicklung und -optimierung als auch zur Bewertung von Toleranz- und Prozesseinflüssen auf die Werkstückeigenschaften eingesetzt.

Vor diesem Hintergrund wurden durch (Pushev et al. 2016) auf Grundlage numerischer Analysen des Umformverhaltens von Kupferflachdraht und experimenteller Versuchsreihen alternative Fertigungsprozesse zum mehrstufigen werkzeuggebundenen Biegen von Hairpin-Steckspulen mit drei verschiedenen Formen entwickelt. Im Kontext der **experimentellen Prozessentwicklung und -modellierung** wurde durch (Kühl & Franke 2021) darüber hinaus ein robotergestützter Fertigungsprozess von Hairpin-Steckspulen analysiert. Der auf einer dreistufigen Prozessfolge basierende Biegeprozess umfasst die Formgebung einer ebenen Hairpin-Geometrie mittels kinematischen

Schwenkbiegens, das Biegen des Hairpin-Kopfes im werkzeuggebundenen Gesenk-biegeverfahren und die Kalibrierung der Hairpin-Schenkel durch das gezielte Einbringen einer Torsionsbelastung. Am Anwendungsfall des sequenziellen Twistens von Statoren mit Hairpin-Wicklung, der hinsichtlich der umformtechnischen Wirkmechanismen dem kinematischen Verfahren des endengesteuerten Biegens ähnlich ist, wurden durch (Hausmann et al. 2022) zudem experimentelle Untersuchungen zur geometrischen Trajektorienplanung durchgeführt. Weiterhin wurde durch (Kampker et al. 2023b) der winkelabhängige Einfluss des Schwenkbiegens auf den Strömungswiderstand von Kupferflachleitern mit innenliegendem Kühlkanal in experimentellen Versuchsreihen analysiert.

Im Kontext der **numerischen Prozessmodellierung** wurden von (Weigelt et al. 2017) physikalische Prozessmodelle für das 3-Punkt-Biegen und Gesenkbiegen von lackisoliertem Kupferflachdraht auf Basis der expliziten Finite-Elemente-Methode erarbeitet. Das Werkstoffverhalten wurde durch ein elastisch-plastisches Materialmodell auf Grundlage im Zugversuch ermittelter Materialkennwerte beschrieben. Ebenso wurde die Grenzfläche zwischen dem Kupferleiter und der Primärisolation aus PAI auf Basis experimenteller Abschälversuchen durch ein auf der Zug- und Scherbelastung basierendes Versagensmodell modelliert. Der Kupferleiter und die **Isolationsbeschichtung** des Flachdrahtes wurden durch lineare Volumenelemente mit einer maximalen Elementkantlänge von 0,3 mm diskretisiert, wobei über die Isolationsdicke zwei Volumenelemente gewählt wurden. Die Biegewerkzeuge wurden hingegen als starre Körper mit reibungsfreiem Kontaktverhalten modelliert. Mittels numerischer Versuchsreihen zum Hochkantbiegen von Kupferflachdraht konnte der Einfluss des Biegeradius auf die Prozesskräfte und Isolationsschichtdicke analysiert werden. Weitere auf den Prozessmodellen basierende Simulationsstudien zum Einfluss des Biegeprozesses auf die Querschnittsfläche und Isolationsschichtdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht wurden in (Weigelt et al. 2018) dargelegt (vgl. Abschnitt 3.1.1).

Des Weiteren wurde durch (Wirth et al. 2018) auf Basis der Finite-Elemente-Methode ein mehrstufiges numerisches Modell eines zweistufigen werkzeuggebundenen Biegeprozesses erarbeitet, wobei zur Modellierung der Biegeoperationen die explizite und zur Analyse des **Rückfederungsverhaltens** die implizite Formulierung angewendet wurde. Das elastisch-plastische Werkstoffverhalten des Kupferflachdrahtes wurde anhand von Literaturwerten beschrieben, die Biegewerkzeuge als analytische und diskrete Starrkörper modelliert und ein reibungsfreies Kontaktverhalten angenommen.

Der Kupferflachdraht wurde durch ein strukturiertes Netz aus linearen Volumenelementen mit einer maximalen Elementkantlänge von ca. 0,3 mm im Bereich der Umformzone diskretisiert, wobei die Primärisolation des Flachdrahtes zur Reduktion des Berechnungsaufwands nicht berücksichtigt wurde. Nach einer Optimierung des Prozessmodells mittels experimentell ermittelter Materialkennwerte und einer verfeinerten Vernetzung des Kupferflachdrahtes wurden durch (Wirth & Fleischer 2019) numerische **Sensitivitätsanalysen** zum Einfluss geometrie- und werkstoffspezifischer Materialtoleranzen auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen durchgeführt. Hierfür wurden die Breite, die Dicke und der Kantenradius des Kupferflachdrahtes sowie die durch den E-Modul und die Fließkurve beschriebenen Werkstoffeigenschaften innerhalb der Toleranzgrenzen der (DIN EN 60317-0-2, S. 8–10) bzw. experimentell ermittelter Chargenschwankungen von $\pm 10\%$ variiert und die Profilmittellinie der Hairpin-Steckspulen mit einer Referenzsimulation verglichen. Durch die Sensitivitätsanalyse konnten signifikante Einflüsse der Querschnittsfläche und Kantenradien sowie der Fließkurve auf die Positionen der Spulenenden nachgewiesen werden, wohingegen die geometrischen Eigenschaften des Hairpin-Kopfes durch die Chargenschwankungen nur geringfügig beeinflusst wurden. Weiterhin wurden durch (Hausmann et al. 2020) und (Fleischer et al. 2021a) auf methodisch ähnlichen Modellierungsansätzen basierende Simulationsstudien zum Einfluss der Drahtgeometrie auf das endengesteuerte Biegen von Kupferflachdrähten im Twistprozess und die Veränderung der Querschnittsfläche beim klassischen Rohrbiegen von Hairpin-Steckspulen beschrieben.

Darüber hinaus wurde durch (Barbieri et al. 2022) auf Grundlage der impliziten Finite-Elemente-Methode ein Prozessmodell eines kinematischen Biegeprozesses von Kupferflachdraht erarbeitet, um den Einfluss des Biegeabstands und der Drahtgeometrie auf das **Stabilitätsverhalten** des Flachdrahtes beim freien Biegen von Hairpin-Steckspulen zu analysieren. Während die Biegewerkzeuge als reibungsfreie Starrkörper modelliert wurden, wurde der Kupferleiter als deformierbarer Körper mit Volumenelementen von 0,1 mm Kantlänge in der Umformzone diskretisiert – die Isolationsbeschichtung hingegen durch effiziente Schalenelemente. Das elastisch-plastische Werkstoffverhalten des Kupferleiters wurde in experimentellen Zugversuchen ermittelt, die mechanischen Kenngrößen der Isolationsbeschichtung wurden der Literatur entnommen.

Um die Komplexität des Biegeprozesses von Hairpin-Steckspulen mit hinreichender Genauigkeit abzubilden, basieren dem Stand der Forschung entsprechende Prozessmodelle auf der Finite-Elemente-Methode – woraus trotz der im Rahmen der Modell-

bildung getroffenen Vereinfachungen ein hoher Berechnungsaufwand resultiert. Um die Berechnungszeiten bei einer vergleichbaren Güte der Berechnungsergebnisse zu reduzieren, wurde durch (Wirth et al. 2021) im Kontext der Hairpin-Formgebung eine Methodik zur **Metamodellierung** von numerischen Prozessmodellen erarbeitet. Durch einen auf dem Latin-Hypercube-Design basierenden Versuchsplan und ein **künstliches neuronales Netz** mit einer verdeckten Schicht konnte der Rückfederungseffekt beim freien Biegen von Kupferflachdraht auf Basis von 243 Trainingsdatensätzen mit einem mittleren absoluten Fehler von $< 0,02^\circ$ prognostiziert werden, was eine signifikante Verbesserung der Prognosegenauigkeit im Vergleich zur linearen Regression darstellt. Als Eingangsgrößen wurden der Biegewinkel als Prozessparameter, die Breite und Dicke des Kupferflachdrahtes sowie unabhängige Skalierungsfaktoren für dessen E-Modul und Fließkurve gewählt; als optimale Hyperparameter wurden eine sigmoidische Ansatzfunktion, 14 Neuronen in der verdeckten Schicht, eine Batchgröße von 1 und eine Lernrate von 0,001 identifiziert. Die für das Training mit dem Optimierungsalgorithmus „Adam“ und die Bewertung der Prognosegenauigkeit notwendigen Datensätze wurden durch numerische Simulationsstudien generiert. Einem vergleichbaren Modellierungsansatz folgend wurde durch (Choi et al. 2022) das Rückfederungsverhalten von Kupferflachdraht in einem mehrstufigen werkzeuggebundenen Biegeprozess auf Basis der impliziten Finite-Elemente-Methode und einem physikalischen Metamodell beschrieben. Die mechanischen Werkstoffeigenschaften des Kupferleiters wurden im einachsigen Zugversuch ermittelt, die Isolationsbeschichtung durch die inverse Modellierung eines Eindringversuches (Nanoindentierung) charakterisiert. Um die Berechnungszeiten zu verringern, wurde ein künstliches neuronales Netz zur Metamodellierung des mehrstufigen numerischen Prozessmodells der Gesenkbiegeoperationen erarbeitet. Hierfür wurden eine Topologie mit sechs verdeckten Schichten von je 128 Neuronen und der Aktivierungsfunktion „ReLU“ gewählt sowie die Toleranzen der Drahtbreite und -höhe, die Streckgrenze des Kupferflachdrahtes und ein von der Werkzeugposition abhängiger Prozessparameter als Eingangsgrößen definiert. Die Ausgangsgrößen stellen drei Längen- und fünf Winkelmaße als charakteristische Geometrieigenschaften der Hairpin-Steckspule dar. Als Datenbasis für das Training mit dem Optimierungsalgorithmus „Adam“ dienten 160.000 Datensätze, die mittels Datenaugmentierung aus 162 numerischen Simulationsergebnissen abgeleitet wurden.

Im Bereich der **datenbasierten Prozessmodellierung** wurde durch (Mayr et al. 2021a) das Potenzial einer auf Methoden des maschinellen Lernens basierenden

Beschreibung der Wirkbeziehung zwischen prozessspezifischen Motorströmen und den geometrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen aufgezeigt.

Eine tabellarische Übersicht über Forschungsarbeiten zu umformtechnischen Prozessen im Kontext der Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung kann Tabelle A-7 im Anhang A4 entnommen werden. Die aus dem Stand der Forschung abgeleiteten **Erkenntnisse** lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Stand der Forschung im Kontext der Modellbildung

- Modellierung von Biegewerkzeugen als analytische oder diskretisierte Starrkörper mit reibungsfreiem oder Coulomb'schem Kontaktverhalten,
- Modellierung des Kupferflachdrahtes mit linearen, unterintegrierten Hexaederelementen mit strukturierter Vernetzung und Elementgrößen $< 0,3$ mm,
- Modellierung der Isolationsbeschichtung mit Volumen- oder Schalenelementen,
- Minimierung des Berechnungsaufwands durch Zeit- und/oder Massenskalierung.

Stand der Forschung im Kontext der Materialmodellierung

- Charakterisierung der Umformeigenschaften des Kupferleiters mittels experimenteller Versuchsreihen im einachsigen Zugversuch,
- Charakterisierung der Umform- und Adhäsionseigenschaften der Isolationsbeschichtung durch die inverse Modellierung von experimentellen Versuchsreihen,
- Modellierung des Kupferleiters und der Isolationsbeschichtung als ein deformierbarer Körper mit homogenen Materialeigenschaften, sofern umformtechnische Effekte und nicht die Primärisolation im Fokus der Analysen stehen.

Stand der Forschung im Kontext numerischer Berechnungsverfahren

- Biegeoperationen: explizite Formulierung der Finite-Elemente-Methode,
- Rückfederungsanalysen: implizite Formulierung der Finite-Elemente-Methode,
- Metamodellierung der numerischen Prozessmodelle mittels künstlicher neuronaler Netze stellt bei akzeptablen Prognosegenauigkeiten eine Möglichkeit zur signifikanten Reduktion der Berechnungszeiten dar.

3.3 Regelung von Profilbiegeprozessen

Regelungssysteme werden in umformtechnischen Anwendungen eingesetzt, um Chargenschwankungen von Halbzeugen auszugleichen, unterschiedliche Werkstoffe

verarbeiten zu können und den Fertigungsprozess vom Maschinenverhalten unabhängig zu machen (Chatti 1998, S. 24). Hierbei werden **Regelungssysteme** vornehmlich im Kontext von sequenziellen werkzeuggebundenen und kinematischen Biegeprozessen implementiert (Polyblank et al. 2014), da diese eine dynamische Adaption der wesentlichen Prozesssteuergrößen gestatten und durch die im Vergleich zu werkzeuggebundenen Verfahren schlechte Führung des Werkstücks in der Umformzone sowie die große Anzahl an Biegeoperationen in besonderem Maß von Störgrößen beeinflusst werden (Wirth et al. 2020). Im Bereich der werkzeuggebundenen Biegeprozesse stellt unter anderem die Regelung von Niederhalterkräften in der Blechumformung eine industrierelevante Anwendung dar (Fischer et al. 2018; Lim et al. 2008).

In den folgenden Abschnitten wird der für die Methodik der vorliegenden Dissertation relevante Stand der Forschung und Technik im Kontext der Regelung von Rohr- und Profilbiegeprozessen diskutiert. Eine tabellarische Zusammenfassung der wichtigsten Forschungsarbeiten kann Tabelle A-8 im Anhang A5 entnommen werden.

3.3.1 Regelungssysteme für das kinematische Profilbiegen

Erste Konzepte zur Regelung von kinematischen Biegeprozessen wurden bereits in den 1980er Jahren durch (Hardt et al. 1982) und (Trostmann et al. 1982) am Beispiel des 3-Rollen-Schubbiegens erarbeitet. Das Biegeverfahren weist im Kontext der Hairpin-Formgebung keine industrielle Relevanz auf, ist mit den in diesem Zusammenhang eingesetzten Biegeprozessen jedoch hinsichtlich der regelungstechnischen Herausforderungen methodisch vergleichbar. Das von (Hardt et al. 1982) beschriebene **indirekte Online-Regelungssystem** basiert auf Messungen der Profilkrümmung und des Biegemomentes unter Biegebelastung und einer analytischen Berechnung der zu erwartenden Krümmung nach Last als Rückführgröße. Die aus der Rückführgröße und der Führungsgröße abgeleitete Regeldifferenz stellt die Eingangsgröße des Integralgliedes eines klassischen Reglers dar. Durch (Trostmann et al. 1982) wurde hingegen ein empirischer Ansatz zur Ermittlung einer vereinfachten Übertragungsfunktion anhand der Sprungantwort des Systems aufgezeigt. Hieraus wurden mittels regelungstechnischer Methoden ein Beobachter und ein Regler abgeleitet, die unter der Annahme konstanter Materialeigenschaften eine Prozessregelung gestatten. Ein weiteres indirektes Online-Regelungssystem für das 3-Rollen-Schubbiegen wurde durch (Yang et al. 1990) erarbeitet. Die Prozessregelung basiert auf der Vorsteuerung des Biegeprozesses durch ein inverses Prozessmodell und der Messung der Krümmung unter

Belastung. Die Regeldifferenz als Eingangsgröße eines klassischen PID-Reglers wird aus der Krümmung nach Last gebildet, die als Rückführgröße durch das Prozessmodell aus der gemessenen Krümmung unter Biegebelastung abgeleitet wird.

Weiterhin wurde durch (Chatti 1998, S. 127–149) ein **direktes Online-Regelungssystem** für das 3-Rollen-Schubbiegen erarbeitet. Das Regelungssystem basiert auf einem halbanalytischen Prozessmodell zur Berechnung der Walzenzustellung als Maschinenstellgröße und der Messung der Krümmung des Werkstücks nach Last als Rückführgröße (Chatti 1998, S. 129–133). Als Regelglied wird ein Optimierungsalgorithmus eingesetzt, der eine Berechnung der korrigierten Krümmung unter Belastung auf Grundlage der Regeldifferenz und letzten Reglerausgangsgröße ermöglicht (Chatti 1998, S. 143–145). Um der durch die direkte Messung der Krümmung nach Last bedingten Totzeit des Systems zu begegnen, wurde durch (Chatti et al. 2004) ein kaskadiertes Regelungskonzept entwickelt. Durch die Rückführung der Prozesskraft, der Krümmung unter Last sowie der Werkstück- und Walzenpositionen in einen als Regelglied dienenden Fuzzy-Regler kann die anhand eines halbanalytischen Prozessmodells im äußeren Regelkreis definierte Reglerausgangsgröße im Biegeprozess korrigiert werden. Unter Berücksichtigung der von (Hardt et al. 1982) und (Yang et al. 1990) beschriebenen Konzepte wurde das kaskadierte Regelungssystem durch (Dirksen 2008, S. 77–80) weiterentwickelt und implementiert. Das Regelungssystem beruht auf einer modellbasierten Vorsteuerung des Biegeprozesses sowie der Rückführung der gemessenen und durch ein halbanalytisches Prozessmodell berechneten Krümmung nach Last. Während die Online-Messungen der Krümmung und des Biegemomentes unter Biegebelastung eine schnelle, aber indirekte Kompensation von Störgrößen ermöglichen, gestattet die direkte Offline-Messung der Krümmung nach Last eine zyklische Korrektur von systematischen Modellierungsfehlern.

Darüber hinaus wurde durch (Luo et al. 1996b) ein **direktes Offline-Regelungssystem** für das Biegen von dreidimensionalen Profilen mit einer beweglichen Matrize beschrieben. Die Grundlage der Prozessregelung stellt die Bestimmung von initialen Prozessparametern durch ein auf der analytischen Biege- und Torsionstheorie von Balken basierendes Prozessmodell dar (Luo et al. 1996a). Als wesentliche Elemente des Regelungssystems sind das inverse Prozessmodell, das mittels regelungstechnischer Methoden aus einem statischen Prozessmodell abgeleitet wurde, und die zyklische Rückführung der die Profilmittellinie und -orientierung nach Last beschreibenden Messdaten zur Ermittlung der Regeldifferenz anzusehen (Luo et al. 1996b). Darauf

aufbauend wurden durch (Sun & Stelson 1997) auf der Frequenzganganalyse, der Methode der kleinsten Fehlerquadrate und der Singulärwertzerlegung basierende Lösungsansätze zur empirischen Prozessmodellierung beschrieben, die eine geringere Abweichung vom realen Übertragungsverhalten aufweisen als das von (Luo et al. 1996b) mithilfe vereinfachender Annahmen erarbeitete analytische Prozessmodell.

Des Weiteren wurden durch (Staupendahl et al. 2016) Konzepte für eine **indirekte Online-Regelung** und eine **direkte Offline-Regelung** des technologisch ähnlichen Profilbiegeverfahrens „Torque Superposed Spatial Bending“ beschrieben. Um eine direkte Online-Regelung zu ermöglichen, werden die im Prozess auf das Werkstück wirkenden Biegekräfte und -momente erfasst und als Rückführgröße mit der von einem halbanalytischen Prozessmodell als Führungsgrößenbildner vorgegebenen Kennlinie der Führungsgröße verglichen. Die Regeldifferenz wird in das Regelglied zurückgeführt, um ein um Rückfederungseffekte kompensiertes CAD-Modell als Eingangsgröße des Stellers abzuleiten. Das direkte Offline-Regelungssystem basiert hingegen auf einer Messung der dreidimensionalen Werkstückgeometrie nach Last als Rückführgröße, aus der in einem Abgleich mit der vom Führungsgrößenbildner aus der Werkstückgeometrie abgeleiteten Führungsgröße die Regeldifferenz berechnet wird. Aus der Führungsgröße und der Regeldifferenz wird durch das Regelglied, das auf einem halbanalytischen Prozessmodell basiert, ein rückfederungskompensiertes CAD-Modell als Eingangsgröße des Stellers abgeleitet.

3.3.2 Regelungssysteme für das sequenzielle werkzeuggebundene Profilbiegen

Über die zuvor beschriebenen Regelungssysteme im Kontext des kinematischen Profilbiegens hinaus wurde durch (Lou & Stelson 2001b, 2001a) ein **direktes Offline-Regelungssystem** für das Rotationszugbiegen dreidimensionaler Rohre erarbeitet. Die Grundlage der auf manuellen Regeleingriffen basierenden Prozessregelung stellen eine On-Machine-Messung des gefertigten Biegewinkels nach Last und eine prädiktive Korrektur der nachfolgenden Biegeparameter zur Minimierung der aus den sequenziellen Biegeoperationen resultierenden Geometrieabweichung des Werkstücks dar (Lou & Stelson 2001a). Die Fertigungsgenauigkeit des ersten Werkstücks kann darüber hinaus durch iterative Biegeoperationen bis zum Erreichen des gewünschten Biegewinkels verbessert werden (Lou & Stelson 2001b). Ein weiterer Ansatz zur Verbesserung der Fertigungsgenauigkeit beim Rotationszugbiegen von dreidimensionalen Rohrprofilen wurde durch (Ma et al. 2021) beschrieben. Die direkte Offline-Prozessregelung beruht

auf einer modellbasierten Vorsteuerung des Biegewinkels durch einen Particle-Swarm-Algorithmus und ein datenbasiertes Prozessmodell. Als Prozessmodell dient ein künstliches neuronales Netz mit einer verdeckten Schicht sowie drei werkstoffspezifischen (E-Modul, Streckgrenze und Verfestigungskoeffizient) und fünf geometriespezifischen Eingangsgrößen (u. a. der Biegewinkel). Die Datenbasis des künstlichen neuronalen Netzes stellen 46 experimentelle Datensätze dar, die durch die Verarbeitung von acht Halbzeugen mit variablen Prozessparametern ermittelt wurden.

Über die wissenschaftlichen Forschungsarbeiten hinaus werden durch die **WAFIOS AG** als Hersteller von Biegemaschinen sogenannte **IQ-Funktionen**¹ zur Optimierung von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen angeboten. Hierzu zählen die für Rohr- und Drahtbiegemaschinen verfügbaren Softwareerweiterungen „iQbendcontrol“, „iQsmartbend“, „iQconvert“ und „iQfreeform“. iQbendcontrol ermöglicht es, Rückfederungseffekte durch bildbasierte In-Process-Messungen von zweidimensionalen Winkeln zu erfassen und den Prozess auf Basis der rückgeführten Messdaten zu regeln (Wafios AG 2022a). iQsmartbend adressiert die modellbasierte Optimierung der Biegegeschwindigkeit unter Berücksichtigung werkstück- und prozessabhängiger Schwingungen (Wafios AG 2022b). Die Softwareerweiterung iQconvert schafft mit der Konvertierung von CAD-Daten die Grundlagen für eine automatisierte Generierung von Biegeprogrammen, ist aber auf die Verarbeitung von IGES- oder STEP-basierten Geometriebeschreibungen und rotationssymmetrische Werkstücke ohne Freiformgeometrien beschränkt (Wafios AG 2022d). iQfreeform gestattet die Vorparametrierung von kinematischen Biegeprozessen für Werkstücke mit großen Biegeradien anhand des Biegeradius, der Werkzeuggeometrie und der Werkstoffkennlinie (Wafios AG 2022c).

3.3.3 In-Process-Messmethoden für das Biegen von Rohren und Profilen

Unter Berücksichtigung eines von (Ghiotti et al. 2017) am Beispiel des 3-Rollen-Schubbiegens erarbeiteten Lösungsansatzes wurde durch (Simonetto et al. 2021) ein In-Process-Messsystem zur Erfassung des Biegewinkels beim Rotationszugbiegen von dreidimensionalen Rohrprofilen entwickelt. Die Messmethode basiert auf einem in den Biegedorn integrierten **Trägheitssensor** und ermöglicht es, den Biegewinkel des Werkstücks durch Integration der erfassten Winkelgeschwindigkeiten während und nach der Biegebelastung zu berechnen. Hierdurch erfüllt das Messsystem die notwendigen

¹ <https://www.wafios.com/software/iq-funktionen> [Zugriff am 15.06.2024]

Voraussetzungen, um als direktes Messglied in ein Online-Regelungssystem integriert zu werden. Ein weiteres In-Process-Messsystem zur direkten Erfassung des Biege­winkels beim Rotationszugbiegen von Rohrprofilen wurde durch (Ha et al. 2020) erar­beitet. Das Messsystem beruht auf der Integration eines **Laserpointers** in den Biegedorn der Biegemaschine und der Nachverfolgung des Laserstrahls auf einer Referenztafel. Die mittlere Genauigkeit der Messmethode wurde in experimentellen Versuchsreihen auf ca. $0,1^\circ$ beziffert (Ha et al. 2022). Des Weiteren wurde durch (He et al. 2022a) ein alternatives In-Process-Messsystem für das Rotationszugbiegen von Rohrprofilen beschrieben. Die Messmethode basiert auf der Integration eines **laserbasierten Abstandssensors** in das Biegewerkzeug einer Rotationszugbiegemaschine, was eine geometrische Berechnung des Rückfederungswinkels mit einer mittleren Mess­genauigkeit von ca. $0,15^\circ$ ermöglicht. Während die Berechnung des Biege­winkels von dreidimensionalen Rohrprofilen auf Grundlage der von (Ha et al. 2020) beschriebenen Messmethode als Herausforderung anzusehen ist, erfüllt das von (He et al. 2022a) erarbeitete Messsystem grundsätzlich alle Anforderungen, die an das direkte Messglied eines Online-Regelungssystems im Kontext der Hairpin-Formgebung zu stellen sind.

3.3.4 Off-Process-Messmethoden für das Biegen von Rohren und Profilen

Neben den dargelegten On-Process-Messsystemen wurden im Stand der Forschung Off-Process-Messmethoden für Rohre und Profile sowie Auswertelgorithmen zur Identifikation von charakteristischen Geometrie­elementen beschrieben. So wurde von (Katona et al. 2016) ein auf dem Einsatz von direkten Off-Process-Messsystemen basierendes Konzept zur Verbesserung der **Fertigungsgenauigkeit** beim Rohrbiegen erar­beitet und das theoretische Anwendungspotenzial am Beispiel der Fertigung von Federn und Kühldüsen aufgezeigt. Durch die Integration von triangulationsbasierten 3D-Messmethoden wie dem Streifenlicht- oder Laserlichtschnittverfahren soll eine Kor­rektur von parametrischen CAD-Modellen und Prozessparametern ermöglicht werden. Im Kontext der optischen Erfassung von dreidimensionalen Rohrprofilen sind nach (Liu et al. 2017) auf unstrukturierten 3D-Messdaten – sog. Punktwolken – und auf Stereo­kamarasystemen beruhende Messmethoden zu unterscheiden.

Auf **Stereokamarasystemen** basierende Methoden zur Vermessung von **Rohrprofi­len** wurden zu Beginn der 1990er Jahre durch (Sinnreich & Bösemann 1994) beschrie­ben und zeichnen sich bei kurzen Messzeiten durch eine hohe Flexibilität und Genau­igkeit aus (Liu et al. 2017). In aktuellen Forschungsarbeiten wurde durch (Jin et al.

2017) eine Methode zur Rekonstruktion von dreidimensionalen Rohrprofilen auf Grundlage zylinderförmiger Geometrieelemente erarbeitet, die eine gesteigerte Robustheit gegenüber Reflexionen und eine erhöhte Auswertungsgeschwindigkeit ermöglicht. Im Rahmen der experimentellen Validierung an einem aus 16 Industriekameras bestehenden Stereokamerasystem wurde eine Messgenauigkeit von ca. 0,2 mm erzielt. Während die zuvor beschriebenen Messmethoden auf die Analyse von Rohrprofilen beschränkt sind, wurde durch (Liu et al. 2019) ein Rekonstruktionsalgorithmus für **drei-dimensionale Profile** mit nicht rotationssymmetrischem Querschnitt beschrieben. Die Auswertungsmethode ist für dreidimensionale Profile aus geraden und kreisförmigen Segmenten geeignet und wurde mit einer Messgenauigkeit von ca. 0,3 mm an einem aus acht Industriekameras bestehenden System experimentell validiert. Des Weiteren wurde durch (Zhao et al. 2023) eine Auswertungsmethode auf Grundlage einer zylindrischen Modellierung der Endbereiche und eines perspektivischen Projektionsmodells erarbeitet, um eine verbesserte Beschreibung der Profilenden zu ermöglichen. Der Lösungsansatz wurde am Beispiel eines Stereokamerasystems mit zehn Industriekameras validiert und weist eine Messgenauigkeit von ca. 0,1 mm auf.

Auf dreidimensionalen **Punktwolken** der Rohr- und Profilgeometrie basierende Messmethoden sind aufgrund der unstrukturierten und oftmals unvollständigen Messdaten im Allgemeinen mit Herausforderungen im Kontext der Geometrierekonstruktion verbunden (Liu et al. 2017). Eine robuste Methode zur Rekonstruktion von Rohrprofilen aus unvollständigen 3D-Messdaten wurde von (Bauer & Polthier 2007, 2009) erarbeitet. Der Algorithmus beruht auf der abschnittswisen Identifikation von Stützpunkten entlang der Profilmittellinie mithilfe zylinderförmiger Körper und der nachfolgenden Beschreibung der Mittellinie durch Splines. Die Auswertungsmethode konnte am Beispiel von 28 Datensätzen mit Rohrprofilen unterschiedlicher Durchmesser sowie Werkstückgeometrien validiert werden und weist eine Laufzeit von wenigen Sekunden auf. Eine Alternative zur Rekonstruktion von rohrförmigen Geometrieelementen aus dreidimensionalen Punktwolken stellen Segmentierungsmethoden wie das von (Kawashima et al. 2014) beschriebene „Normal-Based Region Growing“ dar.

Darüber hinaus werden durch die **Hexagon AB** mit dem Messsystem **TubelInspect** und der Softwareumgebung „BendingStudio XT“ kommerzielle Lösungen zur optischen Vermessung und Analyse von Rohr- und Drahtgeometrien am Markt angeboten. Das Off-Process-Messsystem basiert auf einem Stereokamerasystem mit 8–16 Industriekameras oder einem handgeführten Laserscanner und weist in Abhängigkeit des

Messvolumens eine Messgenauigkeit von 0,035–0,085 mm auf (Hexagon AB 2024). Während frühere Versionen auf Rohrprofile mit rotationssymmetrischem Querschnitt beschränkt waren (AICON 3D Systems GmbH 2016), ermöglichen die aktuellen Auswertungsmethoden eine automatisierte Berechnung von Korrekturdaten für Profile mit rechteckigem Querschnitt (Hexagon AB 2022). Einen vergleichbaren Funktionsumfang weist die **TeZetCAD 3D Rohrsoftware**² der TeZet Technik AG auf, die hinsichtlich der Vermessung von rechteckförmigen Profilen jedoch auf zweidimensionale Geometrien beschränkt ist³. Eine spezifische Lösung zur Vermessung und Rekonstruktion von Hairpin-Steckspulen stellt das seit 2023 verfügbare Softwaremodul „3D Hairpin Inspect“ dar (Hexagon AB 2023). **WAFIOS** stellt mit der Softwareerweiterung **iQinspect** zudem eine kommerzielle Schnittstelle zur Einbindung von externen Off-Machine-Messsystemen in die Maschinensteuerung zur Verfügung (Wafios AG 2022e), die eine Rückführung von Korrekturdaten in das Programmiersystem der Biegemaschine ermöglicht.

3.4 Forschungsdefizit

Um die Inbetriebnahme von sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebungsprozessen für Hairpin-Steckspulen zu beschleunigen und deren Robustheit gegenüber Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes zu steigern, müssen bestehende Forschungsdefizite in den Bereichen der Prozessmodellierung und der Prozessregelung aufgelöst werden. Diese werden nachfolgend unter Berücksichtigung des dargelegten Stands der Forschung und Technik zusammengefasst, um die im Rahmen der vorliegenden Dissertation zu beantwortenden Forschungsfragen abzuleiten.

Prozessmodellierung

Die im Stand der Forschung beschriebenen Lösungsansätze zeigen das Potenzial der Finite-Elemente-Methode zur physikalischen Modellierung von Umformprozessen im Kontext der Hairpin-Technologie auf. Weiterhin stellt die Metamodellierung von numerischen Prozessmodellen einen effektiven Ansatz zur Minimierung der Berechnungszeiten dar. Ein physikalisches Prozessmodell für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Hairpin-Steckspulen ist jedoch ebenso wenig bekannt wie eine systematische Analyse der material- und prozessspezifischen Einflussgrößen auf die geometrischen und elektrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen.

² <http://www.tezet.com/software-pakete-3> [Zugriff am 15.06.2024]

³ <http://www.tezet.com/neue-module> [Zugriff am 15.06.2024]

Das **Forschungsdefizit im Kontext der Prozessmodellierung** lässt sich somit wie folgt zusammenfassen:

- Methodik zur geometrischen, mechanischen und funktionsorientierten Charakterisierung von lackisoliertem Kupferflachdraht,
- Methodik zur physikalischen Modellierung von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen von Hairpin-Steckspulen,
- Methodik zur dateneffizienten Metamodellierung von numerischen Prozessmodellen im Kontext der Hairpin-Technologie.

Prozessregelung

Die im Stand der Forschung aufgezeigten Ansätze zur Regelung von Profilbiegeprozessen beziehen sich aufgrund der vorherrschenden Bedarfe in der Automobil-, Luftfahrt-, Bahn- und Bauindustrie (Dirksen 2008, S. 3 f.) vornehmlich auf Stahl- oder Aluminiumprofile mit vergleichsweise kleinen Krümmungen und/oder hohlen Querschnittsgeometrien, weshalb diese nur eingeschränkt auf die Formgebung von Hairpin-Steckspulen übertragbar sind. Des Weiteren sind die im Stand der Forschung und Technik beschriebenen Mess- und Auswertungsmethoden auf das klassische Rohrbiegen von Halbzeugen mit rotationssymmetrischem Querschnitt fokussiert. Während die Steigerung der Fertigungsgenauigkeit von dreidimensionalen Geometrieelementen mit großen Krümmungen als eine durch die forschungsseitigen Ansätze und kommerziellen Lösungen noch ungelöste Herausforderung anzusehen ist, ist eine Übertragung der mess- und regelungstechnischen Methoden grundsätzlich möglich.

Im Kontext der **qualitätsorientierten Regelung** von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen zur Fertigung von Hairpin-Steckspulen besteht somit das nachfolgende **Forschungsdefizit**:

- Messmethode und Messglied zur prozessbegleitenden Erfassung der geometrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen,
- Regelungsalgorithmus und Regelglied zur Minimierung von Regeldifferenzen,
- Regelungssystem für die sequenzielle werkzeuggebundene Formgebung von Hairpin-Steckspulen.

Die aus den regelungstechnischen Grundlagen abgeleiteten Erkenntnisse zum technisch-wirtschaftlichen Potenzial modellbasierter Run-by-Run-Regelungssysteme im Kontext sequenzieller Fertigungsprozesse werden durch den Stand der Forschung und Technik im Bereich der Wickel- und Profilbiegetechnik bestätigt. Weiterhin sind sequenzielle werkzeuggebundene Biegeprozesse hinsichtlich der geometrischen Flexibilität und der erzielbaren Robustheit als wirtschaftlicher Kompromiss zwischen werkzeuggebundenen und kinematischen Technologien anzusehen. Im Fokus der nachfolgenden Kapitel der Dissertation stehen daher die Erarbeitung und Validierung einer modellbasierten Run-by-Run-Prozessregelung für die sequenzielle werkzeuggebundene Formgebung von Hairpin-Steckspulen.

Forschungsfragen

Aus den in den Bereichen der Prozessmodellierung und -regelung bestehenden Forschungsdefiziten leiten sich die nachfolgenden **Forschungsfragen** ab, die im Folgenden auf Grundlage der im Kapitel 4 eingeführten Lösungsansätze und Forschungsmethoden systematisch beantwortet werden:

- Wie können zur sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen eingesetzte Biegeprozesse unter Einhaltung der Genauigkeitsanforderungen effizient modelliert werden?
- Welchen Einfluss haben geometrische und werkstoffspezifische Toleranzen von lackisoliertem Kupferflachdraht sowie prozessspezifische Störgrößen auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen?
- Welche Produkt-Prozess-Wechselwirkungen bestehen zwischen den geometrischen Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen, den Eigenschaften des Kupferflachdrahtes und den prozesseitigen Steuergrößen?
- Wie kann die Inbetriebnahme von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen durch eine modellbasierte Methodik zur Prozessparametrierung beschleunigt werden?
- Kann die Robustheit von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen durch die Implementierung einer Prozessregelung gesteigert werden?

4 Lösungsansatz und Vorgehensweise

Das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Hairpin-Steckspulen stellt einen hinsichtlich der zur Gestalterzeugung notwendigen Folge von Biegeoperationen diskreten Umformprozess mit einer nichtlinearen Wirkbeziehung der Eingangs- und Ausgangsgrößen dar. Die geometrischen und funktionellen Qualitätseigenschaften der Hairpin-Steckspulen werden zudem durch material- und prozessspezifische Störgrößen beeinflusst. Um die Inbetriebnahme sequenzieller werkzeuggebundener Biegeprozesse zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen zu beschleunigen und die Robustheit der Biegeoperationen gegenüber Störgrößen zu steigern, soll im Folgenden eine modellbasierte Prozessregelung entwickelt und in experimentellen Versuchsreihen validiert werden. Die hierfür zu erarbeitenden Modellierungsmethoden und Prozessmodelle sollen darüber hinaus die Durchführung von numerischen Sensitivitätsanalysen ermöglichen und hierdurch einen Beitrag zur fertigungsgerechten Auslegung und Konstruktion von elektrischen Traktionsmotoren leisten. Vor dem Hintergrund der maschinen-, prozess- und qualitätsspezifischen Problemstellungen werden die methodischen Lösungsansätze in Abbildung 4-1 in das Zielbild der Dissertation eingeordnet.

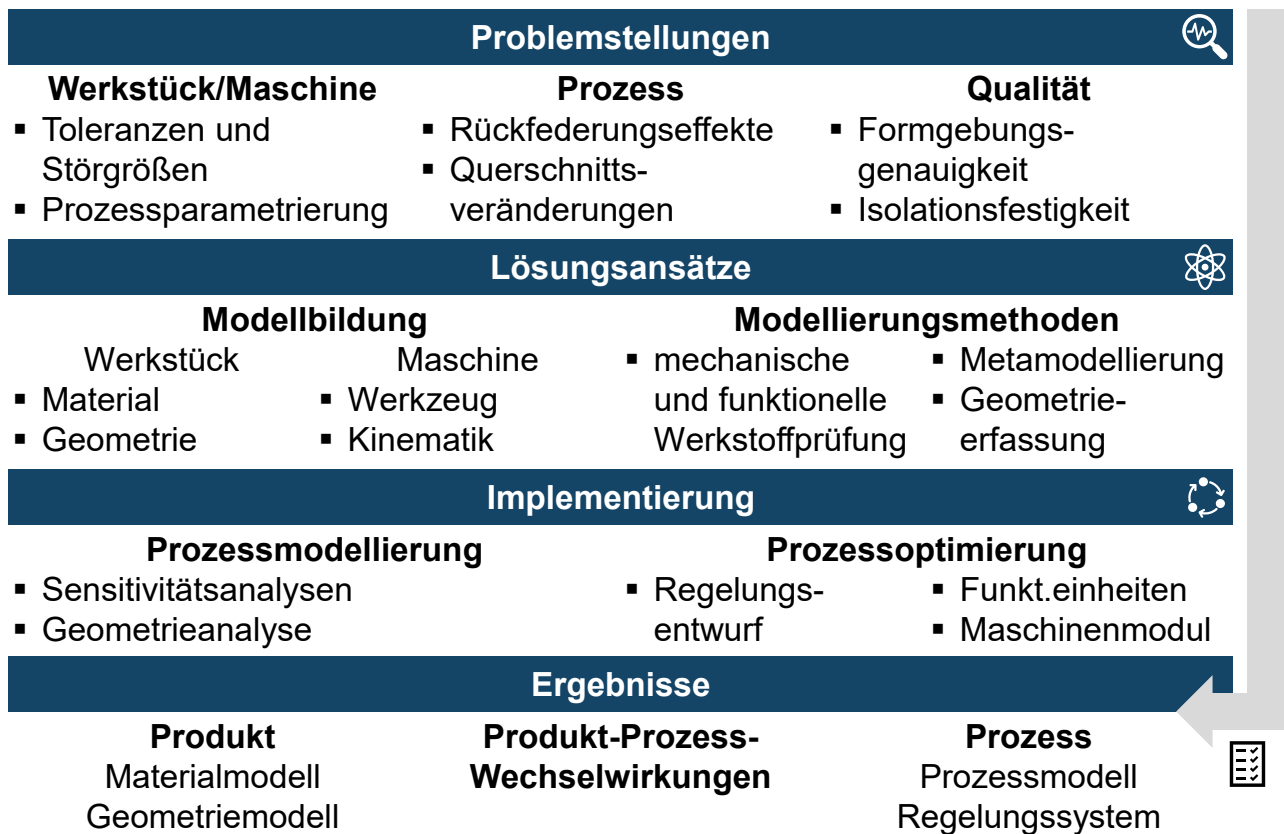


Abbildung 4-1: Einordnung des Lösungsansatzes in das Zielbild

4.1 Lösungsansatz

Unter Berücksichtigung der aus den Zielsetzungen sowie dem Stand der Forschung und Technik abgeleiteten Forschungsfragen können die im Rahmen der Dissertation verfolgten Lösungsansätze in die Analyse und Modellierung von Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen sowie die Konzeption, Implementierung und Validierung eines Regelungssystems gegliedert werden. Die zur Beantwortung der Forschungsfragen verfolgten Lösungsansätze sind in Abbildung 4-2 dargestellt und werden im Folgenden näher beschrieben.

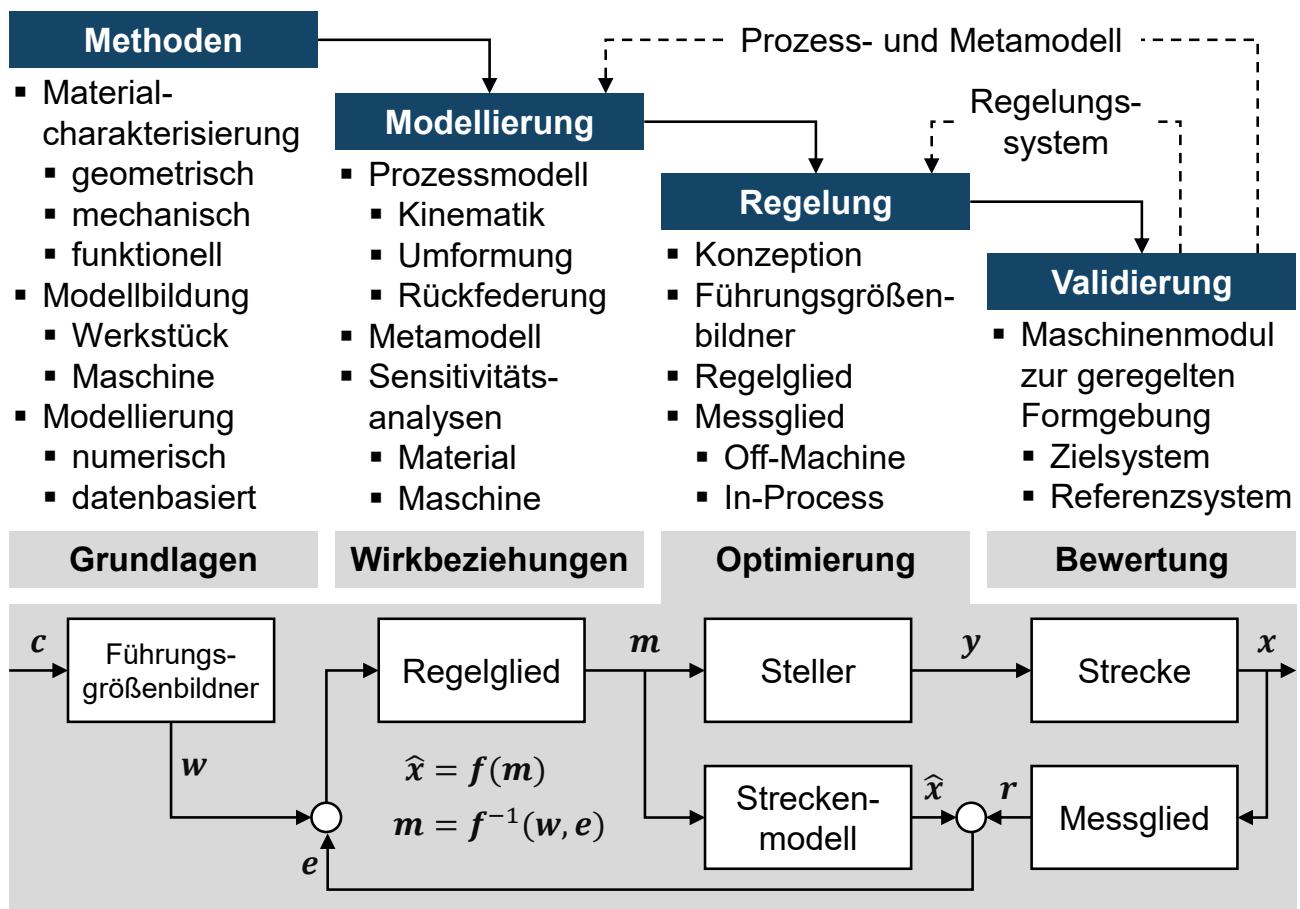


Abbildung 4-2: Lösungsansätze zur Beantwortung der Forschungsfragen

4.1.1 Analyse und Modellierung von Hairpin-Formgebungsprozessen

Um das für die Konzeption und die Implementierung einer modellbasierten Prozessregelung notwendige Verständnis für die nichtlinearen Wirkbeziehungen zwischen den material- und prozessspezifischen Eingangsgrößen sowie den qualitätsspezifischen Ausgangsgrößen der Hairpin-Formgebung zu schaffen, sind Methoden zur Charakterisierung von lackisoliertem Kupferflachdraht und zur physikalischen Modellierung von Umformprozessen im Kontext der Hairpin-Technologie zu erarbeiten.

Vor diesem Hintergrund werden im Abschnitt 5.1 im Rahmen der Forschungsarbeiten unter Berücksichtigung etablierter Vorgehensweisen der Material- und Werkstoffprüfung entwickelte **Methoden zur Charakterisierung** der mechanischen und funktionellen Eigenschaften von **lackisoliertem Kupferflachdraht** beschrieben. Diese umfassen die nachfolgenden Lösungsansätze:

- Erarbeitung einer Methodik zur experimentellen Analyse der charakteristischen Materialeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht,
 - Charakterisierung der geometrischen Materialeigenschaften
 - Charakterisierung der elastischen Werkstoffeigenschaften
 - Charakterisierung der plastischen Werkstoffeigenschaften
- Erarbeitung einer Methodik zur experimentellen Analyse von Wechselwirkungen zwischen den Isolationseigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht und fertigungsbedingten Druckbelastungen,
- Erarbeitung und experimentelle Validierung einer Methodik zur effizienten numerischen Modellierung des Umformverhaltens von lackisoliertem Kupferflachdraht.

Weiterhin stellt die im Abschnitt 5.2 beschriebene Implementierung eines **physikalischen Prozessmodells** auf Grundlage der im Abschnitt 5.1 dargelegten Charakterisierungs- und Modellierungsmethoden ein zentrales Element des Lösungsansatzes dar:

- Erarbeitung eines numerischen Prozessmodells für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren auf Basis der expliziten Formulierung der Finite-Elemente-Methode,
 - Modellierung von Werkzeugen und Werkstück
 - Modellierung des Material- und Kontaktverhaltens
 - Modellierung der Prozesskinematik
- Erarbeitung eines numerischen Prozessmodells zur Analyse von Rückfederungseffekten auf Basis der impliziten Finite-Elemente-Methode,
- Validierung des Prozessmodells auf Basis von experimentellen Versuchsreihen.

Durch die Implementierung und Validierung des numerischen Prozessmodells wird die Durchführung von numerischen **Sensitivitäts- und Einflussanalysen** ermöglicht, auf deren Ergebnisse im Abschnitt 5.3 näher eingegangen wird. Hierbei sind für eine ganzheitliche Bewertung sowohl Einflüsse auf die geometrischen als auch auf die funktionellen Qualitätsmerkmale von Hairpin-Steckspulen zu berücksichtigen:

- Bewertung des Einflusses von material- und prozessspezifischen Störgrößen auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen mittels Sensitivitätsanalysen,
- Bewertung von Produkt-Prozess-Wechselwirkungen durch die systematische Variation von produkt- und prozessspezifischen Merkmalsausprägungen.

Ein weiteres Element des Lösungsansatzes stellt die im Abschnitt 5.4 dargelegte Vorgehensweise zur **Metamodellierung** von numerischen Prozessmodellen dar. Die auf datenbasierten Methoden der Prozessmodellierung basierende Beschreibung der Wirkbeziehung zwischen den prozessspezifischen Ein- und Ausgangsgrößen erfordert die Umsetzung der nachfolgenden Schritte:

- Erarbeitung einer Methodik zur dateneffizienten Metamodellierung numerischer Prozessmodelle im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen am Beispiel des Rotationszugbiegens von lackisoliertem Kupferflachdraht,
- Implementierung und Verifikation eines datenbasierten Metamodells durch den Vergleich prognostizierter Daten mit den Berechnungsergebnissen des experimentell validierten numerischen Prozessmodells.

4.1.2 Modellbasierte Optimierung der Fertigungsgenauigkeit

Neben der systematischen Prozessanalyse und -modellierung stellt die modellbasierte Optimierung der Fertigungsgenauigkeit ein zentrales Element des gewählten Lösungsansatzes zur Steigerung der Robustheit sequenzieller werkzeuggebundener Biegeprozesse gegenüber prozess- und materialspezifischen Störgrößen dar. Hierfür sind die für die Implementierung eines direkten modellbasierten Regelungssystems notwendigen Funktionseinheiten des Führungsgrößenbildners, des Reglers, der Stelleinrichtung sowie des Messgliedes zu erarbeiten. Darüber hinaus sind die Funktionseinheiten zur experimentellen Validierung in eine Versuchsumgebung zu integrieren.

Die in Wirkrichtung initiale Funktionseinheit des zu implementierenden Regelungssystems stellt der **Führungsgrößenbildner** dar – vgl. Abbildung 2-13. Dieser dient im Kontext des sequenziellen werkzeuggebundenen Biegens von Hairpin-Steckspulen der Ableitung eines die charakteristischen Geometrieelemente beschreibenden Führungsgrößenvektors aus der zumeist im STEP-, IGES- oder STL-Format vorliegenden Beschreibung der dreidimensionalen Spulengeometrie. Die Vorgehensweise zur Implementierung des Führungsgrößenbildners wird im Abschnitt 6.2 dargelegt und umfasst vor dem Hintergrund der im Abschnitt 3.1.2 aufgezeigten Methodik zur tabellarischen Beschreibung von Hairpin-Geometrien die nachfolgenden Schritte:

- Erarbeitung einer Methodik zur Identifikation von Geometrieelementen durch die Segmentierung von mathematisch eindeutigen Konturbeschreibungen,
- Erarbeitung einer Methodik zur geometrischen Parametrierung von Geometrieelementen durch die Extraktion von Biegepositionen, Biegewinkeln und Biege-
radien aus einer segmentierten Konturbeschreibung,
- Validierung der Analysemethoden durch den Vergleich mit Konstruktionsdaten.

Zwischen dem zur Ableitung des Führungsgrößenvektors aus der Zielgröße notwendigen Funktionsumfang des Führungsgrößenbildners und der Ableitung des Rückführgrößenvektors aus der vom Messglied erfassten Regelgröße bestehen methodische Ähnlichkeiten. Um die Nutzung von Synergieeffekten zu gestatten, wird die Erarbeitung einer auf dem neutralen STL-Format basierenden Analysemethodik angestrebt.

Als zentrale Funktionseinheit des Regelungssystems ist ein **Regelglied** zu erarbeiten, das der iterativen Minimierung der zwischen der Führungs- und Rückführgröße bestehenden Regeldifferenz dient und hierdurch eine Einhaltung der geometrischen Qualitätsanforderungen an die Hairpin-Steckspulen ermöglicht. Um der für elastisch-plastische Umformprozesse charakteristischen Nichtlinearität der Wirkbeziehungen zwischen den Eingangs- und Ausgangsgrößen des Biegeprozesses gerecht zu werden, wird die Implementierung eines modellbasierten Reglers angestrebt. Die Umsetzung der hierfür notwendigen Schritte wird im Abschnitt 6.1 beschrieben:

- Auswahl und Implementierung eines Regelungsalgorithmus,
- Erarbeitung und Verifizierung eines inversen Prozessmodells mit einer für die modellbasierte Prozessregelung hinreichend kurzen Berechnungszeit.

Als weiteres Element des direkten Regelungssystems ist ein für die Erfassung der charakteristischen Geometriemerkmale von Hairpin-Steckspulen geeignetes **Messglied** zu erarbeiten. Hierbei sind in Abhängigkeit der prozessspezifischen Anforderungen sowohl In-Process- als auch Off-Machine-Messmethoden als relevant anzusehen. Um den spezifischen Vor- und Nachteilen zwei- und dreidimensionaler Messmethoden gerecht zu werden, werden im Abschnitt 6.3 alternative Lösungsansätze dargelegt:

- Erarbeitung einer Methodik zur dreidimensionalen Analyse der geometrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen unter Verwendung eines kommerziellen Off-Machine-Messsystems,
- Erarbeitung und Validierung eines optischen In-Process-Messsystems zur Analyse der zweidimensionalen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen.

Darüber hinaus erfordert die Implementierung der modellbasierten Prozessregelung die Integration eines **Stellgliedes** in die durch den Biegeprozess definierte Regelstrecke. Hierfür sind Schnittstellen zu definieren, in das Steuerungssystem des zur experimentellen Validierung eingesetzten Maschinenmoduls zu integrieren und die zur Anwendung der Prozessregelung notwendigen Fertigungsabläufe zu programmieren.

Vor dem Hintergrund des dargelegten Lösungsansatzes wird im nachfolgenden Abschnitt ein zur Erreichung der Zielsetzung geeignetes Regelungssystem konzeptioniert.

4.2 Konzeption des Regelungssystems

Unter Berücksichtigung der im Abschnitt 2.4 aufgezeigten Vor- und Nachteile des Einsatzes von Online- und Offline-Regelungssystemen in der Fertigungstechnik sowie des im Abschnitt 3.3 dargelegten Stands der Forschung und Technik hinsichtlich der Regelung von Profilbiegeprozessen ist das Potenzial von **Run-by-Run-Regelungssystemen** aufgrund des ereignisdiskreten Systemverhaltens von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen als hoch anzusehen. Weiterhin ist die stationäre Genauigkeit von indirekten im Gegensatz zu **direkten Regelungssystemen** durch die Güte des eingesetzten Prozessmodells beschränkt. Die Modellierung von Rückfederungseffekten mit einer den geometrischen Qualitätsanforderungen entsprechenden Genauigkeit stellt aufgrund von Abweichungen zwischen dem physischen und virtuellen Systemverhalten, die auf die Modellbildung und unbekannte Störgrößen zurückzuführen sind, jedoch eine nach aktuellem Stand der Forschung mit wirtschaftlichem Aufwand noch ungelöste Herausforderung dar. Aus der systematischen Vorauswahl ergibt sich somit das Zielbild einer **direkten Run-by-Run-Prozessregelung** auf Grundlage der gemäß dem Abschnitt 4.1 zu erarbeitenden Funktionseinheiten des Regelungssystems.

Vor dem Hintergrund der von der Maschinenkinematik abhängigen Anforderungen an die direkte Regelung sequenzieller werkzeuggebundener Biegeprozesse werden zwei hinsichtlich der Datenrückführung alternative Konzepte betrachtet und auf Basis von experimentellen Versuchsreihen verglichen. Ein auf die beschleunigte Inbetriebnahme von sequenziellen Biegeprozessen und die Regelung von Biegemaschinen mit einem Arbeitspunkt hin ausgerichtetes Konzept stellt das in Abbildung 4-3 aufgezeigte Run-by-Run-Regelungssystem mit einer direkten **Off-Machine-Messung** der dreidimensionalen Spulengeometrie und somit mehrdimensionalen Rückführgröße dar.

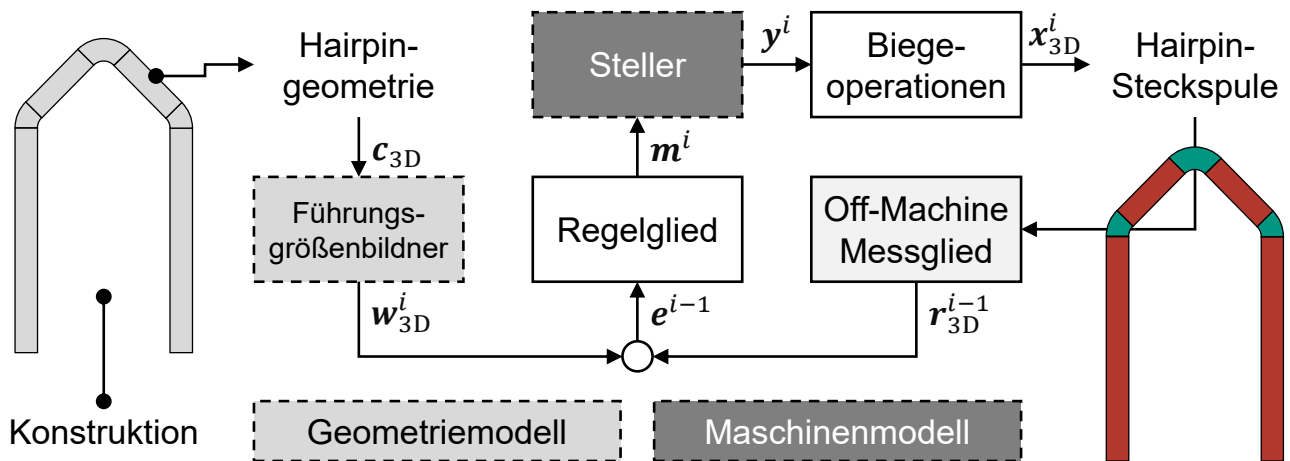


Abbildung 4-3: Direkte Run-by-Run-Prozessregelung mit Off-Machine-Messglied

Eine mit prinzipbedingten Vor- und Nachteilen verbundene Alternative ist das in Abbildung 4-4 dargestellte Konzept eines Run-by-Run-Regelungssystems mit einer direkten **In-Process-Messung** der charakteristischen Geometrieelemente, das im Gegensatz zur Offline-Prozessregelung auf der zyklischen Rückführung einer eindimensionalen Rückführgröße basiert. Da die In-Process-Messung im Gegensatz zur Off-Machine-Messung keine vollständige Erfassung der geometrischen Qualitätsmerkmale gestattet, ist das Regelungskonzept nur eingeschränkt für die beschleunigte Inbetriebnahme von sequenziellen Biegeprozessen geeignet. Die prozessintegrierte Rückführung der vom Messglied erfassten Regelgröße ermöglicht jedoch die Optimierung der zu fertigenden Geometrieelemente innerhalb eines Werkstücks. Aufgrund der konstruktiven Rahmenbedingungen sind direkte Run-by-Run-Regelungssysteme mit einem In-Process-Messglied vornehmlich für die Regelung von Transferbiegemaschinen mit mehreren Arbeitspunkten geeignet.

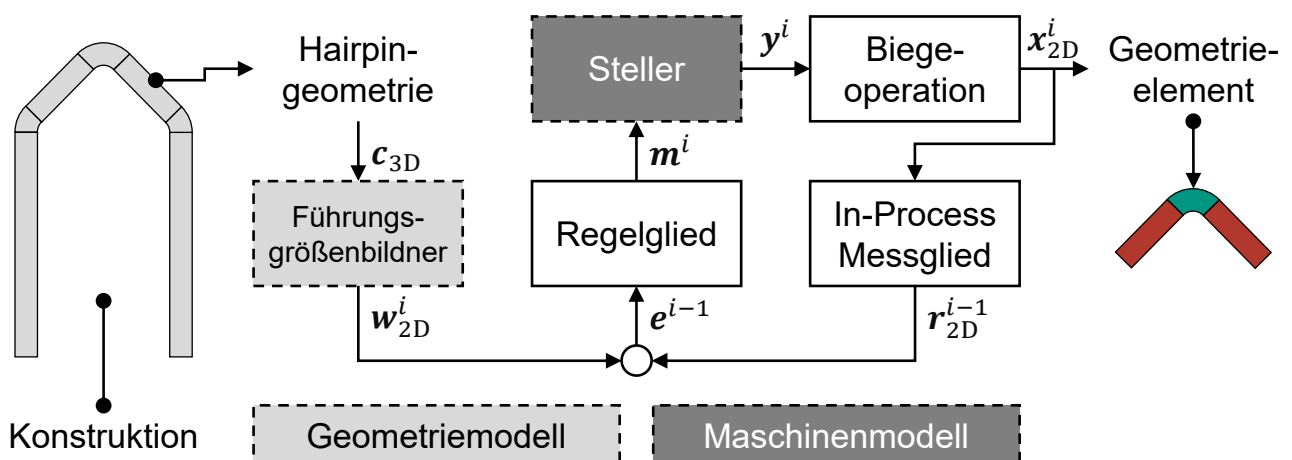


Abbildung 4-4: Direkte Run-by-Run-Prozessregelung mit In-Process-Messglied

Über die beiden zuvor beschriebenen Regelungskonzepte hinaus ermöglicht die in Abbildung 4-5 dargestellte Integration eines Prozessmodells in den Wirkablauf des Regelungssystems die Vorsteuerung der Reglerausgangsgröße im Sinne einer **internen modellbasierten Regelung** mit direktem Messglied. Hierdurch wird die maximale Regeldifferenz auf die durch die Modellbildung und Störgrößen bedingte Abweichung zwischen dem physischen und dem virtuellen Prozess beschränkt. Dies steigert die Robustheit der Prozessregelung und ermöglicht ein schnelles Konvergenzverhalten.

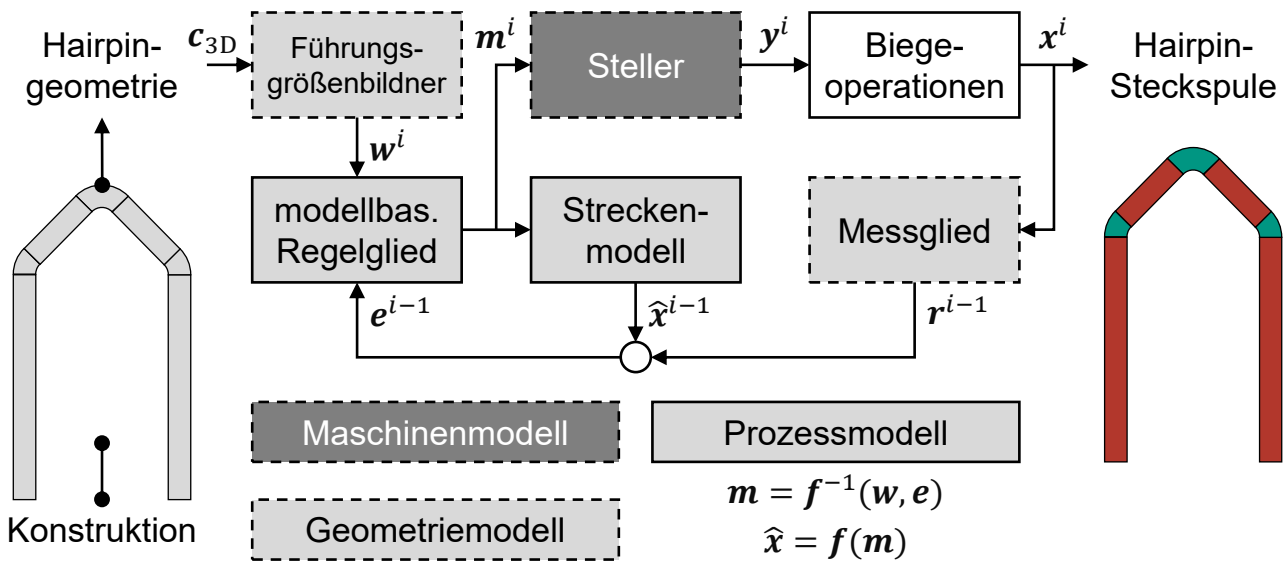


Abbildung 4-5: Interne modellbasierte Prozessregelung mit direktem Messglied

5 Modellierung von Hairpin-Biegeprozessen

Die geometrischen und funktionellen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen werden durch nichtlineare Abhängigkeiten des Biegeprozesses von material- und prozessspezifischen Steuer- und Störgrößen beeinflusst (vgl. Abschnitt 3.1.3). Um die Wirkbeziehung zwischen den Ein- und Ausgangsgrößen der zum sequenziellen werkzeuggebundenen Biegen eingesetzten Biegeverfahren analysieren, modellieren und bewerten zu können, werden im vorliegenden Kapitel 5 **Methoden** ...

- ... zur Analyse der charakteristischen Umform- und Isolationseigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht aus etablierten Vorgehensweisen der Material- und Werkstoffprüfung abgeleitet.
- ... zur Modellbildung und numerischen Modellierung des Umformverhaltens von lackisoliertem Kupferflachdraht erarbeitet.
- ... zur dateneffizienten Metamodellierung von numerischen Prozessmodellen im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen entwickelt.

Weiterhin wird am Beispiel des Rotationszugbiegeverfahrens ein **numerisches Prozessmodell** für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Hairpin-Steckspulen implementiert und durch den Abgleich der Berechnungsergebnisse mit experimentellen Versuchsreihen validiert. Darüber hinaus werden auf Grundlage der validierten Methoden und Prozessmodelle die bestehenden **Wirkbeziehungen** ...

- ... zwischen den funktionellen Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen und dem Biegeprozess mittels experimenteller Versuchsreihen analysiert.
- ... zwischen den material- und prozessspezifischen Störgrößen und der Fertigungsgenauigkeit von werkzeuggebundenen Biegeoperationen am Beispiel des Rotationszugbiegens mittels numerischer Sensitivitätsanalysen bewertet.
- ... zwischen den Steuergrößen des werkzeuggebundenen Rotationszugbiegeverfahrens und den produktseitigen Merkmalsausprägungen untersucht.

5.1 Modellierung der Materialeigenschaften von Kupferflachdraht

Vor dem Hintergrund der durch (Wirth & Fleischer 2019) am Beispiel eines zweistufigen werkzeuggebundenen Biegeprozesses durchgeführten Sensitivitätsanalysen ist sowohl im Kontext werkzeuggebundener als auch kinematischer Biegeverfahren von einem signifikanten Einfluss der **geometrie-** und **werkstoffspezifischen Toleranzen** des lackisolierten Kupferflachdrahtes auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-

Steckspulen auszugehen. Die charakteristischen Materialeigenschaften des Kupferflachdrahtes resultieren aus der vom Hersteller und dem Produktionsstandort abhängigen Struktur der Prozessketten sowie der chargenabhängigen Prozessführung, z. B. hinsichtlich der Glühtemperatur und Durchlaufgeschwindigkeit (vgl. Abschnitt 2.2.1). Um die Auswirkungen der technisch nicht vermeidbaren Schwankungen der Materialeigenschaften auf die im Abschnitt 2.2.2 beschriebenen Prozessketten zur Fertigung von Statorwicklungen zu beschränken, werden in der Normenreihe DIN EN 60317 vorwiegend auf Industriemotoren und Generatoren ausgerichtete **Qualitätsanforderungen und Lieferbedingungen** definiert. Die für lackisolierte Flachdrähte aus Kupfer wichtigsten Anforderungen sind in der (DIN EN 60317-0-2) beschrieben und werden in Tabelle 5-1 gemeinsam mit den für leistungsfähige elektrische Traktionsmotoren relevanten Teilen 29, 30, 47 und 58 der Normenreihe zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Übersicht über die technischen Lieferbedingungen für Kupferflachdrähte gemäß der Normenreihe DIN EN 60317

Norm	Fokus	Inhalt
DIN EN 60317-0-2	Allgemeine Anforderungen an lackisolierte Kupferflachdrähte	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Geometrische Eigenschaften ▪ Mechanische Eigenschaften ▪ Elektrische Eigenschaften ▪ Chemische, thermische und mechanische Verträglichkeit bzw. Belastbarkeit ▪ Lieferbedingungen
DIN EN 60317-29	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Polyesterimid ▪ Polyamidimid ▪ Temperaturklasse 200 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Zweifachbeschichtung mit PESI als Grundlack und PAI als Decklack ▪ Decklackschicht aus PAI ▪ Temperaturindex > 200 °C ▪ Wärmeschockbeständigkeit > 220 °C
DIN EN 60317-30	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Polyimid ▪ Temperaturklasse 220 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Einfachbeschichtung aus PI ▪ Temperaturindex > 220 °C ▪ Wärmeschockbeständigkeit > 240 °C
DIN EN 60317-47	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Polyimid ▪ Temperaturklasse 240 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Einfachbeschichtung aus PI ▪ Temperaturindex > 240 °C ▪ Wärmeschockbeständigkeit > 260 °C
DIN EN 60317-58	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Polyamidimid ▪ Temperaturklasse 220 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Einfachbeschichtung aus PAI ▪ Temperaturindex > 220 °C ▪ Wärmeschockbeständigkeit > 240 °C

Des Weiteren werden in der Normenreihe DIN EN 60851 spezifische Prüfverfahren für die in der (DIN EN 60317-0-2) definierten geometrischen, mechanischen, chemischen,

elektrischen und thermischen Eigenschaften von Wickeldrähten beschrieben. Im Kontext der mechanischen **Prüfverfahren** werden in der (DIN EN 60851-3) die Prüfung der Bruchdehnung, der Zugfestigkeit, des Rückfederungseffektes sowie der Dehnbarkeit und Haftung der Isolationsbeschichtung definiert. Wie aus den in Tabelle 5-2 zusammengefassten Prüfmerkmalen hervorgeht, orientieren sich die Prüfverfahren jedoch nicht an den spezifischen im Betrieb und der hochvolumigen Serienproduktion von elektrischen Traktionsmotoren vorherrschenden Rahmenbedingungen, sondern an den allgemeinen Anforderungen des Elektromaschinenbaus.

Tabelle 5-2: Übersicht über standardisierte Prüfverfahren für Wickeldrähte gemäß der Normenreihe DIN EN 60851

Norm	Fokus	Inhalt
DIN EN 60851-1	Begriffe und Allgemeines	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Begriffsdefinition ▪ Hinweise zu Prüf- und Messverfahren
DIN EN 60851-2	Geometrische Eigenschaften	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Breite, Dicke und Kantenradien ▪ Abmessungen von Leiter und Flachdraht inkl. Isolationsbeschichtung
DIN EN 60851-3	Mechanische Eigenschaften	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Bruchdehnung ▪ Zugfestigkeit ▪ Rückfederung ▪ Dehnbarkeit und Haftung der Isolationsbeschichtung
DIN EN 60851-4	Chemische Eigenschaften	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Lösemittelbeständigkeit ▪ Kältemittelbeständigkeit ▪ Beständigkeit gegen Hydrolyse und Transformatorenöl
DIN EN 60851-5	Elektrische Eigenschaften	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Ohm'scher Widerstand ▪ Durchschlagsspannung ▪ Dielektrischer Verlustfaktor ▪ Pinhole-Prüfung im Salzwasserbad
DIN EN 60851-6	Thermische Eigenschaften	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Wärmeschockprüfung ▪ Temperaturindex nach IEC 60172

Aufgrund der eingeschränkten Anwendbarkeit der standardisierten Prüfverfahren im Kontext elektrischer Traktionsmotoren mit Flachdraht-Wicklung wird im Folgenden unter Berücksichtigung der aus der automobilen Serienproduktion resultierenden Anforderungen eine Methodik zur Charakterisierung und Modellierung der Material- und Umformeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht dargelegt, die vorab in Teilen durch (Wirth et al. 2023c) veröffentlicht wurde.

5.1.1 Methodik zur experimentellen Materialcharakterisierung

Wie im Abschnitt 2.2 beschrieben, werden zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung vergleichsweise massive Flachleiter aus hochreinem Kupfer der Güteklassen Cu-ETP und Cu-OFE eingesetzt. Um die für den Betrieb des elektrischen Traktionsmotors notwendige Isolationsfestigkeit der Wicklung zu gewährleisten, ist der Kupferleiter stets mit einer thermoplastischen oder auf aromatischen Polyimiden basierenden Primärisolation beschichtet. Da nach aktuellem Stand der Forschung und Technik keine die Werkstoffeigenschaften nachweislich nicht beeinflussenden Verfahren zum vollständigen Abtrag der Isolationsbeschichtung und zur Präparation einer normierten Probengeometrie bekannt sind, müssen die zur Charakterisierung der mechanischen Werkstoffeigenschaften notwendigen Untersuchungen am isolierten Kupferflachdraht durchgeführt werden – die **Randbedingungen** der Materialcharakterisierung sind somit von der Spezifikation des zu prüfenden Kupferflachdrahtes abhängig. Mechanische Werkstoffeigenschaften mit einer signifikanten Abhängigkeit vom Aspektverhältnis der Probengeometrie, bspw. die Bruchdehnung (Bargel 2012, S. 123), sollten daher ausschließlich zum Vergleich von gleichartigen Chargen herangezogen werden. Darüber hinaus stellt die Analyse der Querschnittsfläche des Kupferflachdrahtes eine notwendige Voraussetzung für eine zuverlässige Werkstoffcharakterisierung dar.

Vor diesem Hintergrund wird im Folgenden eine die geometrischen, elastischen und plastischen Eigenschaften sowie die Isolationsfestigkeit umfassende Methodik zur Charakterisierung von Kupferflachdraht beschrieben, die aus der automobilen Serienanwendung resultierende Bedarfe aufgreift und über die bestehenden Anforderungen der DIN EN 60317 und die grundlegenden Prüfverfahren der DIN EN 60851 hinausgeht.

Analyse der geometrischen Eigenschaften von Kupferflachdraht

Die messtechnische Analyse der axialen Querschnittsgeometrie des Flachdrahtes hinsichtlich der Breite, Dicke und vier Kantenradien des Kupferleiters sowie der Isolationschichtdicke in Breiten- und Dickenrichtung stellt eine notwendige Maßnahme zur Ermittlung der für die Berechnung der mechanischen Werkstoffeigenschaften erforderlichen Bezugsflächen dar. Zudem ermöglicht die Querschnittsanalyse eine optische Bewertung der Isolationsbeschichtung und der Leitergeometrie, z. B. hinsichtlich der Kantenausformung (Hertweck 2019). Zur Vorbereitung der Analysen sind der zu charakterisierenden Charge in Anlehnung an die in (DIN EN 60851-5, S. 6–8) beschriebene Vorgehensweise in unmittelbarer Umgebung zur Entnahmestelle der Proben zur

mechanischen Charakterisierung drei gerade Drahtsegmente zu entnehmen und mit geeigneten Verfahren zu präparieren (vgl. Abbildung 5-1). Hierfür werden die nachfolgenden Schritte der **Probenpräparation** empfohlen:

1. Verguss der Drahtsegmente in zweiteiligen Einbettformen unter Verwendung eines transparenten Harzsystems, z. B. Buehler EpoxiCure 2⁴, und einer an die Außenabmessungen des Kupferflachdrahtes angepassten Stützvorrichtung zur Sicherstellung einer zur Präparationsfläche normalen Probenorientierung,
2. Plandrehen der Rückseite der eingebetteten Proben nach dem Aushärten zur Gewährleistung einer homogenen Druckbelastung im Schleif- und Polierprozess,
3. Manuelles oder automatisiertes Schleifen der Stirnseite der eingebetteten Proben unter regelmäßiger Zugabe von Wasser und konsekutive Verwendung von Schleifpapier der Körnungen 1000, 2000, 5000 und 7000.

Darüber hinaus können die eingebetteten Proben für eine optionale metallografische Gefügeanalyse mit Diamantsuspension poliert und geätzt werden – bspw. mit Farbätzmittel nach Klemm II oder Klemm III (A_Nguyen 2019, S. 44; Weinhhammer 2017).

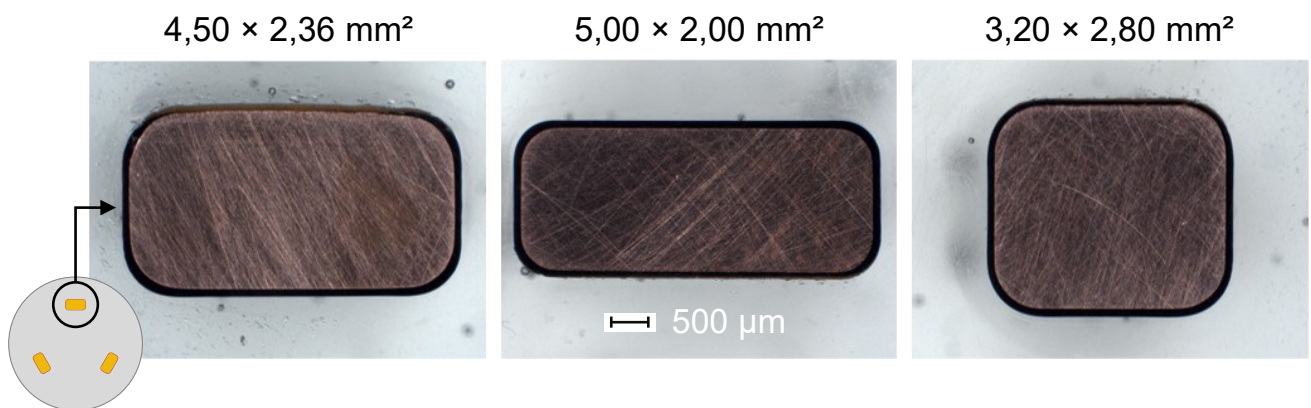


Abbildung 5-1: Schlichtproben der analysierten Kupferflachdrähte mit nominalen Querschnittsflächen von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$, $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$ und $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$

Nach der Probenpräparation gilt es, die für die Berechnung der **Querschnittsfläche** und mittleren **Isolationsschichtdicke** relevanten Abmessungen der Breite w_c , Dicke h_c und vier Kantenradien r_c^i des unbeschichteten Flachleiters sowie der Breite w_w und Dicke h_w des isolierten Flachdrahtes unter Verwendung eines Auflichtmikroskops mit einem ausreichenden Vergrößerungsfaktor von ca. 5–10 zu erfassen. Die für die Charakterisierung der mechanischen Werkstoffeigenschaften als Bezugsgrößen dienenden

⁴ Epoxidharzsystem aus EpoxiCure 2 Resin und EpoxiCure 2 Hardener der Buehler Ltd. (Lake Bluff, USA)

Querschnittsflächen des metallischen Flachleiters A_c und des mit Primärisolation beschichteten Flachdrahtes A_w können gemäß den Gleichungen 5-1 und 5-2 unter Verwendung der mittleren Isolationsschichtdicke \bar{t}_{iso} ermittelt werden.

$$A_c = w_c h_c - \frac{4 - \pi}{4} \sum_{i=1}^4 r_c^{i2} \quad 5-1$$

$$A_w = w_w h_w - \frac{4 - \pi}{4} \sum_{i=1}^4 (r_c^i + \bar{t}_{iso})^2 \quad 5-2$$

Eine präzise Ermittlung der Querschnittsflächen ist notwendig, um den negativen Einfluss von ungenauen Bezugsgrößen auf die linear abhängigen Werkstoffkenngrößen des E-Moduls, der Streckgrenze und der Fließkurve zu minimieren. In diesem Zusammenhang zeigt das in Tabelle 5-3 dargelegte Berechnungsbeispiel den Einfluss der **Bezugsfläche** auf die charakterisierten Werkstoffeigenschaften eines gemäß DIN EN 60317-0-2 spezifizierten Kupferflachdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$, einem Kantenradius von 0,65 mm und einer Lackisolation vom Grad 2 auf. Bereits innerhalb der gemäß (DIN EN 60317-0-2, S. 8–10) zulässigen Geometrietoleranzen ergeben sich für den Flachleiter als Bezugsgröße scheinbare Toleranzfenster von ca. $\pm 5 \%$ um die nominalen Mittelwerte des E-Moduls von 100 GPa und der Zugfestigkeit von 116 MPa; bezogen auf den Flachdraht mit Isolation liegt ein scheinbares Toleranzfenster von ca. $\pm 7,5 \%$ um die nominalen Mittelwerte von 91 GPa und 105 MPa vor. Eine auf der Annahme einer konstanten Querschnittsfläche basierende Charakterisierung von isoliertem Kupferflachdraht kann somit zu signifikanten Abweichungen der berechneten von den realen mechanischen Werkstoffeigenschaften führen, die in der gleichen Größenordnung wie die nach (Wirth et al. 2020) auf ca. $\pm 10 \%$ beschränkten Schwankungen der Werkstoffeigenschaften liegen.

Tabelle 5-3: Einfluss geometrischer Toleranzen nach DIN EN 60317-0-2 auf die Berechnung der mechanischen Werkstoffeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023c)

Umformeigenschaften	Flachleiter ohne Isolation 4,000 × 2,000 mm ²			Flachdraht mit Isolation 4,145 × 2,145 mm ²		
	A_{min}	A_{nom}	A_{max}	A_{min}	A_{nom}	A_{max}
E-Modul in GPa	96	100	106	85	91	98
Zugfestigkeit in MPa	111	116	123	98	105	113

Da die zulässigen Schwankungen des Flachdrahtes mit Isolationsbeschichtung größer sind als die tolerierten Abmessungen des Kupferleiters, wird ein Bezug der mechanischen Werkstoffeigenschaften auf die Leiterquerschnittsfläche A_c empfohlen. Um den durch den Anhang C.4 der (DIN EN ISO 6892-1, S. 53) definierten Genauigkeitsanforderungen an die Bezugsgröße von ± 1 % gerecht zu werden, sind die Anfertigung und Auswertung von metallografischen Schliffen als unumgänglich anzusehen.

Auf Grundlage der beschriebenen Methodik wurden für drei im Folgenden als **Referenz-** und **Vergleichsdrähte** bezeichnete Sorten an Kupferflachdraht mit nominalen Querschnittsflächen von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$, $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$ und $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$, einem Leiter aus Cu-OFE und einer spezifizierten Isolationschichtdicke von $100 \text{ }\mu\text{m}$ Polyamidimid die in Tabelle 5-4 zusammengefassten Kenngrößen ermittelt.

Tabelle 5-4: Geometrieigenschaften von Kupferflachdrähten mit $100 \text{ }\mu\text{m}$ Isolationsbeschichtung aus Polyamidimid (Wirth et al. 2023c)

Nominalquerschnitte der analysierten Flachdrähte	w_c (Leiterbreite)	h_c (Leiterdicke)	\bar{r}_c (Kantenradius)	\bar{t}_{iso} (Iso.dicke)
$4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$	4,50 mm	2,47 mm	0,69 mm	104 μm
$5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$	4,97 mm	2,01 mm	0,49 mm	106 μm
$3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$	3,21 mm	2,82 mm	0,63 mm	102 μm

Darüber hinaus stellen die **Flächenträgheitsmomente** wichtige geometriespezifische Eigenschaften von Kupferflachdraht mit näherungsweise linearem Einfluss auf dessen Rückfederung nach dem Biegeprozess dar. Nach (Wirth & Fleischer 2019) können die axialen Flächenträgheitsmomente in Hauptrichtung der Drahtbreite $I_{w,c}$ und Drahtdicke $I_{h,c}$ gemäß den Gleichungen 5-3 und 5-4 berechnet werden; das polare Flächenträgheitsmoment $I_{p,c}$ ergibt sich aus der Summe der axialen Flächenträgheitsmomente.

$$I_{w,c} = \frac{1}{12} \left((15\pi - 48) \bar{r}_c^4 + (40 - 12\pi) w_c \bar{r}_c^3 + 3 \left((\pi - 4) w_c^2 \bar{r}_c^2 \right) + w_c^3 h_c \right) \quad 5-3$$

$$I_{h,c} = \frac{1}{12} \left((15\pi - 48) \bar{r}_c^4 + (40 - 12\pi) h_c \bar{r}_c^3 + 3 \left((\pi - 4) h_c^2 \bar{r}_c^2 \right) + h_c^3 w_c \right) \quad 5-4$$

Da die Flächenträgheitsmomente eine Abhängigkeit vierter Ordnung von den toleranzbehafteten Geometrieigenschaften der Breite, Dicke und Kantenradien des Kupferflachdrahtes aufweisen, ist von einem signifikanten Einfluss geometrischer Materialschwankungen auf die **Fertigungsgenauigkeit** von Hairpin-Steckspulen auszugehen.

Analyse der elastischen Werkstoffeigenschaften von Kupferflachdraht

Die elastischen Werkstoffeigenschaften weisen nach (Chatti et al. 2012, S. 579–582; Wirth & Fleischer 2019) einen näherungsweise linearen Einfluss auf die Rückfederung des Kupferflachdrahtes nach den Biegeoperationen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen auf und müssen daher sowohl für den Aufbau eines umfassenden Prozessverständnisses als auch die modellbasierte Auslegung von Biegewerkzeugen möglichst präzise ermittelt werden. Ein **standardisiertes Verfahren** für die experimentelle Prüfung der **Rückfederung** von lackisoliertem Kupferflachdraht wird durch die (DIN EN 60851-5, S. 11–13) beschrieben und basiert auf dem in Abbildung 5-2 dargestellten Versuchsablauf. Da die Beschreibung des Versuchsablaufes einen großen Interpretationsspielraum umfasst, die Versuchsdurchführung keine direkte Ermittlung des E-Moduls als allgemein akzeptierte Werkstoffkenngröße für das elastische Umformverhalten von Metallen ermöglicht und die zulässigen Rückfederungseffekte nach (DIN EN 60317-0-2, S. 11) einzig auf einen Maximalbetrag von 5° beschränkt sind, werden die geltenden Normen den durch umformtechnische Effekte dominierten Prozessketten zur Fertigung von Statoren mit Flachdraht-Wicklungen nicht gerecht.

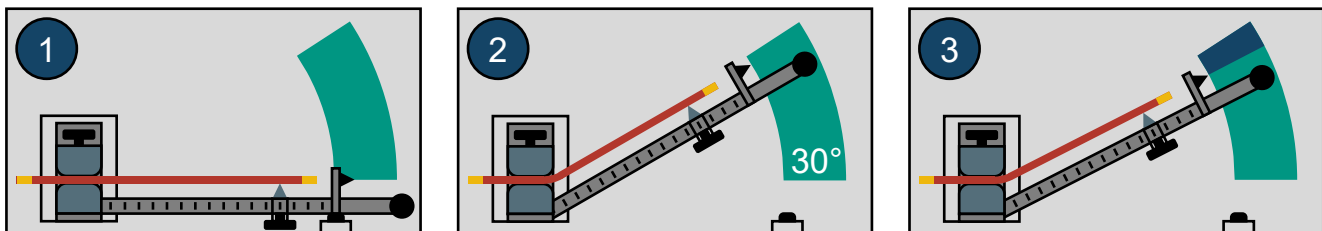


Abbildung 5-2: Versuchsablauf zur Rückfederungsprüfung an lackisoliertem Kupferflachdraht nach (DIN EN 60851-3, S. 12)

Vor diesem Hintergrund wurde im Rahmen der Forschungsarbeiten eine auf den etablierten Vorgehensweisen der Werkstoffprüfung basierende Methodik zur Charakterisierung der elastischen Umformeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht auf Grundlage des **einachsigen Zugversuchs** an metallischen Materialien bei Raumtemperatur nach (DIN EN ISO 6892-1) erarbeitet. Um trotz der vom zu charakterisierenden Flachdraht abhängigen Probenform eine möglichst gute Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse sicherzustellen, wird in Übereinstimmung mit dem Anhang C.2 der (DIN EN ISO 6892-1, S. 53) eine reduzierte **Anfangsmesslänge** L_0 von 50 mm vorgeschlagen, die für Profile mit einer Dicke von weniger als 4 mm zulässig ist. Durch die Verkürzung der Anfangsmesslänge werden zudem die Anforderungen an den Messbereich des Extensometers herabgesetzt, was die Anwendung von taktilen Ansetz-

aufnehmern ermöglicht. Als **parallele Länge** L_c der Probe zwischen den Spannbacken der beiden Spannsysteme werden 150 mm empfohlen. Durch die über das durch den Anhang C.2 der (DIN EN ISO 6892-1, S. 53) für den spezifischen Anwendungsfall definierte Mindestmaß von 70 mm hinausgehende parallele Länge werden sowohl die manuelle Handhabung von Probe, Extensometer und Spannsystem vereinfacht als auch die Wahrscheinlichkeit von Klemmbrüchen reduziert. Ein Versuchsaufbau zur experimentellen Charakterisierung der elastischen Werkstoffeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht ist in Abbildung 5-3 schematisch dargestellt.

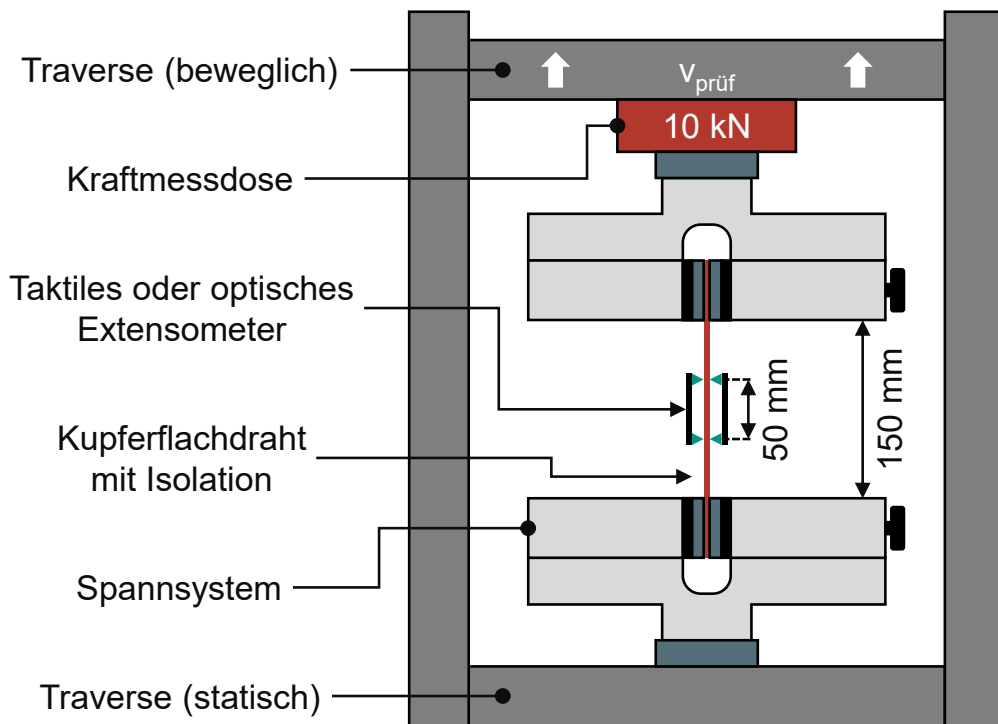


Abbildung 5-3: Versuchsaufbau zur mechanischen Werkstoffprüfung von Kupferflachdraht im einachsigen Zugversuch nach (Wirth et al. 2023c)

Da Kupferflachdrähte während der Zugprüfung aufgrund der geringen Steifigkeit und hohen Duktilität der Isolationsbeschichtung zu einem starken Fließen aus den Einspannungen neigen, sind vergleichsweise großzügige **Klemmlängen** von 50 mm erforderlich, um eine zuverlässige Klemmung der Proben sicherzustellen – hierdurch ergibt sich eine **Gesamtlänge** der Probe L_t von 250 mm. Um während der Prüfung auftretende Krieeffekte zu minimieren und die Wahrscheinlichkeit von Klemmbrüchen zu reduzieren, hat sich der Einsatz von vorgespannten und im Verlauf der Zugprüfung selbstverstärkenden bzw. nachstellenden Spannsystemen wie **Keilschraubprobenhaltern** bewährt. Eine weitere durch den Zustand des zu prüfenden Kupferflachdrahtes bedingte Herausforderung mit großen Auswirkungen auf die Ermittlung der elastischen

Werkstoffeigenschaften stellt die Ausgangskrümmung der Probe dar. Um den makroskopischen Einfluss des Streckrichtens auf die Dehnung der Ausgangsmesslänge zu verringern und den im Biegeprozess vorherrschenden Zustand des Halbzeuges abzubilden, ist ein manuelles oder automatisiertes Richten des Kupferflachdrahtes erforderlich. Um den Einfluss von Setz- und Richteffekten zu minimieren, wird zudem eine hohe **Vorspannung** von 20 MPa empfohlen. Als **Prüfgeschwindigkeit** ist im elastischen Bereich gemäß dem durch (DIN EN ISO 6892-1, S. 37) definierten Verfahren A1 mit geschlossenem Regelkreis eine technische Dehnrates $\dot{\epsilon}_e$ von $0,00007 \text{ s}^{-1}$ zu wählen.

Da die Berechnung des **E-Moduls** E von der Definition der **Streckgrenze** R_e abhängig ist, die aufgrund des kontinuierlichen Übergangs vom elastischen in den plastischen Bereich der Verformung nicht eindeutig bestimmt werden kann, wird zur Ermittlung ein iterativer Ansatz in Anlehnung an den **Anhang G** der (DIN EN ISO 6892-1, S. 62–70) empfohlen. Hierzu wird zunächst eine Regressionsgerade des Spannungs-Dehnungsverlaufes im Bereich von 10–40 % der angenommenen Streckgrenze von ca. 100 MPa bestimmt. Auf Grundlage des aus der Steigung der Regressionsgerade abgeleiteten E-Moduls wird die Dehngrenze $R_{p0,2}$ bei 0,2 % plastischer Dehnung als Ersatzstreckgrenze berechnet. Darauf basierend wird eine angepasste Regressionsgerade ermittelt und der Berechnungsprozess bis zum Erreichen eines Gütekriteriums wiederholt. Um die Genauigkeit der auf Basis des Versuchsablaufes ermittelten Werkstoffeigenschaften zu verbessern, können statt dem Anhang G der (DIN EN ISO 6892-1, S. 63) entsprechenden Extensometern der Klasse 0,5 auch hochpräzise **induktive Ansetzaufnehmer** mit beidseitiger Dehnungsmessung eingesetzt werden. Hierdurch wurden im Rahmen einer in Kooperation mit ZwickRoell⁵ durchgeführten Vergleichsuntersuchung an jeweils fünf Proben der Referenz- und Vergleichsdrahte die in Tabelle 5-5 dargelegten Werkstoffkennwerte ermittelt. Während die an einer Universalprüfmaschine des Typs ZwickRoell TH 10 RetroLine mit einem konventionellen Ansetzaufnehmer der Klasse 0,5 einseitig ermittelten E-Module im Bereich von ca. 92–95 GPa im Einklang mit den durch (Komodromos et al. 2017), (Wirth et al. 2020) und (Choi et al. 2022) durchgeführten Analysen stehen, weichen die mit dem beidseitigen induktiven Ansetzaufnehmer ermittelten Kennwerte hiervon im Mittel um ca. 16 % ab. Da der erhöhte E-Modul von ca. 110 GPa näherungsweise mit den zu erwartenden Eigenschaften von geglühtem Cu-ETP und Cu-OFE (vgl. Tabelle 2-1) übereinstimmt und die

⁵ ZwickRoell GmbH & Co. KG, Dr.-Ing. Simon Vitzthum, August-Nagel-Straße 11, 89079 Ulm

Abweichungen zur Theorie im Rahmen der bisherigen Untersuchungen nicht erklärt werden konnten, ist von einer systematischen Unterschätzung des E-Moduls durch Messungen mit einseitigen Extensometern der Klasse 0,5 auszugehen.

Tabelle 5-5: Vergleichsmessungen des E-Moduls an lackisoliertem Kupferflachdraht mit einem taktilen Extensometer der Klasse 0,5 und einem beidseitigen induktiven Ansetzaufnehmer (Wirth et al. 2023c)

Nominalquerschnitte der analysierten Flachdrähte	Extensometertyp nach DIN EN ISO 6892-1			
	induktiv mit beidseitiger Messung			taktil mit Klasse 0,5
	links	rechts	Mittelwert	
4,50 × 2,36 mm ²	106,0 GPa	112,1 GPa	108,9 GPa	95,4 GPa
5,00 × 2,00 mm ²	106,0 GPa	110,5 GPa	108,2 GPa	91,9 GPa
3,20 × 2,80 mm ²	110,7 GPa	112,6 GPa	111,6 GPa	94,3 GPa

Analyse der plastischen Werkstoffeigenschaften von Kupferflachdraht

Über die elastischen Werkstoffeigenschaften hinaus müssen für die experimentelle Analyse und Modellierung von Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen die plastischen Werkstoffeigenschaften des Kupferflachdrahtes charakterisiert werden. In der (DIN EN 60851-3, S. 8) werden in diesem Zusammenhang auf vereinfachten Dehnungs- bzw. Zerreißprüfungen basierende Verfahren zur Ermittlung der **Bruchdehnung** und **Zugfestigkeit** bei großen Dehnraten von 0,016–0,030 s⁻¹ beschrieben. Da das Biegen von Hairpin-Steckspulen gemäß dem Stand der Forschung im Gegensatz zu konventionellen Runddraht-Wickelprozessen (Vonken 1996, S. 11–13) als ein im Wesentlichen von umformtechnischen Wirkmechanismen geprägter Fertigungsprozess anzusehen ist (Wirth et al. 2023c), sind die beiden vom Bruchverhalten abhängigen Werkstoffkenngrößen jedoch weder im Kontext der Analyse noch der Modellierung als ausreichend anzusehen. Vielmehr ist das **plastische Umformverhalten** des Kupferflachdrahtes umfassend zu charakterisieren, da aufgrund der produktseitigen Zielsetzung kurzer Wickelköpfe zumeist Geometrielemente mit kleinen Biegeradien bevorzugt werden, mit deren Gestalterzeugung hohe Umformgrade von bis zu ca. 40 % im Bereich der beiden Randfasern einhergehen.

Vor diesem Hintergrund wird analog zum Vorgehen im Kontext der elastischen Werkstoffeigenschaften eine Charakterisierung des Kupferflachdrahtes auf Basis des durch die (DIN EN ISO 6892-1) definierten **Zugversuchs** an metallischen Materialien bei Raumtemperatur vorgeschlagen. Der für die Versuchsdurchführung erforderliche

Versuchsaufbau entspricht hierbei der Abbildung 5-3, als Prüfgeschwindigkeit ist gemäß dem durch die (DIN EN ISO 6892-1, S. 37) definierten Verfahren A1 im plastischen Bereich allerdings eine technische Dehnrates $\dot{\epsilon}_p$ von $0,002 \text{ s}^{-1}$ zu wählen. Eine Variation der Prüfgeschwindigkeit ist nicht als notwendig anzusehen, da im Rahmen der durch (Wirth et al. 2020) an sieben Kupferflachdrähten unterschiedlicher Hersteller durchgeführten Analysen keine signifikante **Dehnratenabhängigkeit** nachgewiesen werden konnte. Da die im einachsigen Zugversuch erzielbare Bruchdehnung von Kupferflachdrähten für gewöhnlich auf 35–50 % begrenzt ist, während des Biegens von Hairpin-Steckspulen im Bereich von Druckstellen und der Randfasern aber lokale Umformgrade oberhalb der einachsigen Bruchdehnung auftreten können, ist es notwendig, die in experimentellen Versuchen ermittelten Fließkurven mithilfe von empirischen **Verfestigungsgesetzen** zu extrapolieren. Hierdurch können Spannungszustände beschrieben werden, die nicht im einachsigen Zugversuch, sondern ausschließlich im Umformprozess unter Druck- bzw. mehrachsiger Zugbelastung erzielt werden können (Doege & Behrens 2007, S. 118–120). Eine Möglichkeit zur Extrapolation der experimentellen Fließkurve stellt das von (Komodromos et al. 2017) am Beispiel von lackisoliertem Runddraht aus Kupfer angewendete Verfestigungsgesetz nach **Swift** dar. Die auf Grundlage der empirischen Gleichung 5-5, den materialspezifischen Parametern k_{s1} , k_{s2} und k_{s3} sowie dem Umformgrad φ als plastischen Anteil der wahren Dehnung extrapolierte **Fließkurve** $k_f^{\text{Swift}}(\varphi)$ stellt eine obere Schranke des tatsächlichen Verfestigungsverhaltens dar (Wirth et al. 2023c).

$$k_f^{\text{Swift}}(\varphi) = k_{s1}(k_{s2} + \varphi)^{k_{s3}} \quad 5-5$$

Als eine konservative Alternative ist die von (Wirth et al. 2020) vorgeschlagene Fließkurvenextrapolation nach **Hockett-Sherby** anzusehen, die am Beispiel von lackisoliertem Kupferflachdraht eine hohe Übereinstimmung im experimentellen Bereich aufweist. Die anhand der Gleichung 5-6 extrapolierte **Fließkurve** $k_f^{\text{HS}}(\varphi)$ basiert auf den materialspezifischen Extrapolationsparametern k_{h1} , k_{h2} , k_{h3} sowie k_{h4} und beschreibt nach (Wirth et al. 2023c) eine untere Schranke des tatsächlichen Verfestigungsverhaltens.

$$k_f^{\text{HS}}(\varphi) = k_{h2} - (k_{h2} - k_{h1}) \exp(-k_{h3} \varphi^{k_{h4}}) \quad 5-6$$

Auf Grundlage der zuvor eingeführten Methodik wurden die plastischen Werkstoffigenschaften des Referenzdrahtes und der beiden Vergleichsdrähte im Rahmen der Forschungsarbeiten anhand von jeweils zehn Proben experimentell charakterisiert.

Die in Tabelle 5-6 zusammengefassten Extrapolationsparameter wurden durch einen nichtlinearen Optimierungsalgorithmus aus den Rohdaten abgeleitet.

Tabelle 5-6: Koeffizienten zur Fließkurvenextrapolation von lackisoliertem Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023c)

Nominalquerschnitte der analysierten Flachdrähte	$k_f^{\text{Swift}}(\varphi)$			$k_f^{\text{HS}}(\varphi)$			
	k_{s1} [MPa]	k_{s2} [E-02]	k_{s3} [E-01]	k_{h1} [MPa]	k_{h2} [MPa]	k_{h3} [-]	k_{h4} [-]
$4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$	477,8	2,021	3,300	430,3	133,2	2,872	0,825
$5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$	505,2	1,359	3,503	434,6	114,2	3,119	0,816
$3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$	529,1	1,919	3,411	477,7	138,8	2,795	0,821

Analyse der mechanischen Isolationseigenschaften

Über die geometrischen und mechanischen Materialeigenschaften hinaus müssen für eine ganzheitliche Modellierung des Biegeprozesses von Hairpin-Steckspulen die funktionellen Eigenschaften des Kupferflachdrahtes charakterisiert werden. Während die mechanischen Umformeigenschaften im Wesentlichen aus den elastisch-plastischen Werkstoffeigenschaften des Kupferleiters resultieren, werden die funktionellen Eigenschaften durch die Isolationsbeschichtung bestimmt (vgl. Abschnitt 3.1.1). Vor diesem Hintergrund werden durch die (DIN EN 60851-3, S. 13–18) mit den in Abbildung 5-4 dargestellten **Wickel- und Haftprüfungen** zwei Prüfverfahren zur Analyse der Dehnbarkeit bzw. Haftung der Primärisolation unter mechanischer Belastung definiert.



Abbildung 5-4: Wickelprüfung (links) und Haftprüfung (rechts) zur Analyse der Dehnbarkeit und Haftung der Isolationsbeschichtung von lackisoliertem Kupferflachdraht nach (DIN EN 60851-3, S. 13–18)

Da im Rahmen von experimentellen Vorversuchen an Kupferflachdrähten unterschiedlicher Spezifikation und Hersteller keine mechanische Schädigung der Isolationsbeschichtung durch eine makroskopische Verformung des Kupferflachdrahtes beobachtet werden konnte, wurden in Anlehnung an die Haftprüfung nach (DIN EN 60851-3, S. 18) in Kooperation mit ZwickRoell erweiterte **Untersuchungen unter Temperatureinfluss**

durchgeführt. Hierfür wurden jeweils fünf Proben des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ mit einem umlaufenden Einschnitt präpariert und bei dem Betrieb des elektrischen Traktionsmotors bzw. dem Temperaturindex des Kupferflachdrahtes ähnlichen Temperaturen von 140 °C und 200 °C im einachsigen Zugversuch bis zum Bruch belastet. Nachfolgend wurde die durch ein Kamerasystem erfasste Prüfsequenz auf ein vorzeitiges Ablösen der Isolationsbeschichtung vom Kupferleiter hin analysiert. Abbildung 5-5 zeigt das **Bruchverhalten** mit einer durch das lokale Einschnüren des Kupferleiters initiierten Schädigung der Isolationsbeschichtung bei 200 °C Umgebungstemperatur auf. Ein Ablösen der Isolationsbeschichtung im Bereich des umlaufenden Einschnittes konnte trotz der im Vergleich zur normgemäßen Haftprüfung mehr als verdoppelten Dehnung und der erhöhten Umgebungstemperaturen bei keiner der zehn analysierten Proben beobachtet werden.

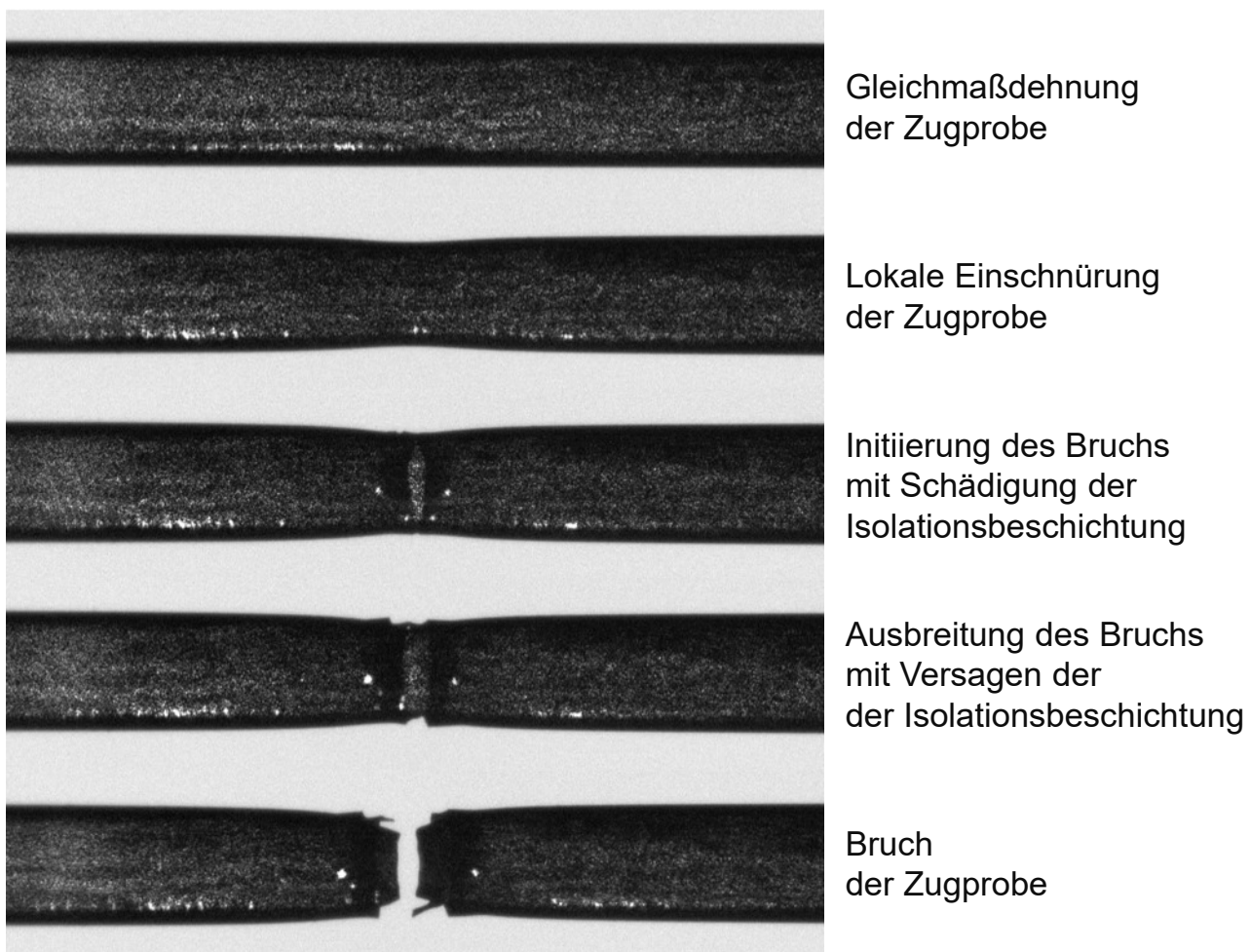


Abbildung 5-5: Schädigungs- und Bruchverhalten der Isolationsbeschichtung von lackisoliertem Kupferflachdraht im einachsigen Zugversuch bei 200 °C nach (Wirth et al. 2023c)

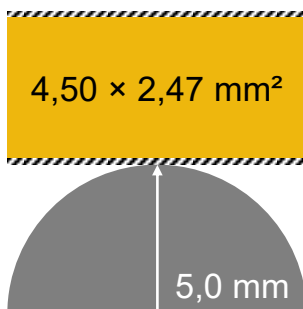
Des Weiteren haben sich **Druckversuche** in Kombination mit einer Isolationsfestigkeitsprüfung als eine zuverlässige Prüfmethode für die mechanische Belastbarkeit der Isolationsbeschichtung erwiesen. Die entsprechende Methodik und die durch deren Anwendung gewonnenen Erkenntnisse werden im Abschnitt 5.1.3 dargelegt.

5.1.2 Methodik zur effizienten Modellierung des mechanischen Werkstoffverhaltens von lackisoliertem Kupferflachdraht

Vor dem Hintergrund des im Abschnitt 3.2.2 dargelegten Stands der Forschung ist aufgrund der geringen Steifigkeit, Festigkeit und anteiligen Querschnittsfläche von einem vernachlässigbaren Einfluss der Isolationsbeschichtung auf die mechanischen **Umformeigenschaften** von lackisoliertem Kupferflachdraht auszugehen. Um die hiermit verbundene Forschungshypothese nachzuweisen und eine effiziente Modellierung von Umformprozessen im Kontext der Hairpin-Technologie zu ermöglichen, wurden im Rahmen der Forschungsarbeiten drei alternative Methoden der **Modellbildung** analysiert und anhand des Vergleichs von numerischen und experimentellen Versuchsergebnissen bewertet.

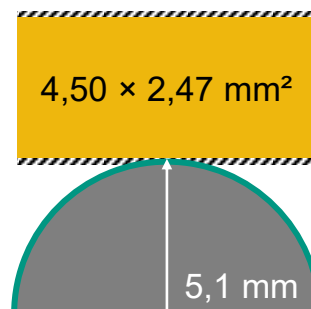
Modellierungsansatz A

- leiterspezifische mech. Eigenschaften
- ohne Kontaktausgleich



Modellierungsansatz B

- leiterspezifische mech. Eigenschaften
- mit Kontaktausgleich



Modellierungsansatz C

- drahtspezifische mech. Eigenschaften
- ohne Kontaktausgleich

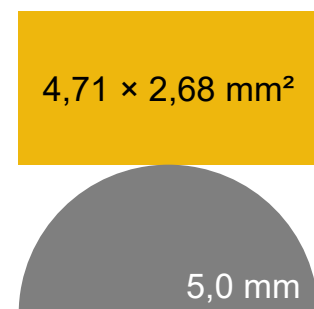


Abbildung 5-6: Ansätze zur Modellierung von lackisoliertem Kupferflachdraht im Kontext der numerischen Prozesssimulation nach (Wirth et al. 2023c)

Wie in Abbildung 5-6 dargestellt, basiert der Modellierungsansatz A auf einer leiterspezifischen Homogenisierung der mechanischen Umformeigenschaften des Kupferflachdrahtes auf Grundlage der Bezugsgröße A_c und einer kinematischen Kompensation des mit der Vernachlässigung der Isolationsbeschichtung einhergehenden Kontaktfehlers. Der Modellierungsansatz B beruht auf der gleichen Homogenisierungsmethode, umfasst jedoch einen geometrischen Kontaktausgleich durch eine Adaption der Biegewerkzeuge. Die Grundlage des Modellierungsansatz C stellt hingegen eine

drahtspezifische Homogenisierung der mechanischen Umformeigenschaften mit der Bezugsfläche A_w dar; ein Kontaktausgleich ist nicht erforderlich.

In Anlehnung an die durch (Weigelt et al., 2017) durchgeführten Untersuchungen zum Einfluss des Biegeprozesses auf die Isolationsschichtdicke und Querschnittsgeometrie von lackisoliertem Kupferflachdraht wurde der in Abbildung 5-7 dargestellte Versuchsaufbau für **3-Punkt-Biegeversuche** als Grundlage einer experimentellen Bewertung der numerischen Modellierungsansätze ausgewählt. Der **Versuchsaufbau** orientiert sich an der (DIN EN ISO 7438), wobei ein Durchmesser des Biegestempels D_{3PB} von 10 mm und Radien der zylindrischen Auflager R_{3PB} von 5 mm gewählt wurden. Im Gegensatz zur (DIN EN ISO 7438, S. 8) wurde jedoch ein von den Abmessungen des Kupferflachdrahtes unabhängiger Abstand der tangentialen Auflagepositionen von 50 mm definiert, womit ein Innenabstand der beiden Auflager l_{3PB} von 40 mm einhergeht. Die Prüfgeschwindigkeit wurde auf einen mit der Charakterisierung der plastischen Werkstoffeigenschaften vergleichbaren Wert von 10 mm/min festgesetzt, um möglichst kurze Prüfzeiten zu gestatten, aber gleichzeitig dynamische Effekte zu vermeiden; als Vorspannkraft wurde ein möglichst geringer Wert von 2 N gewählt.

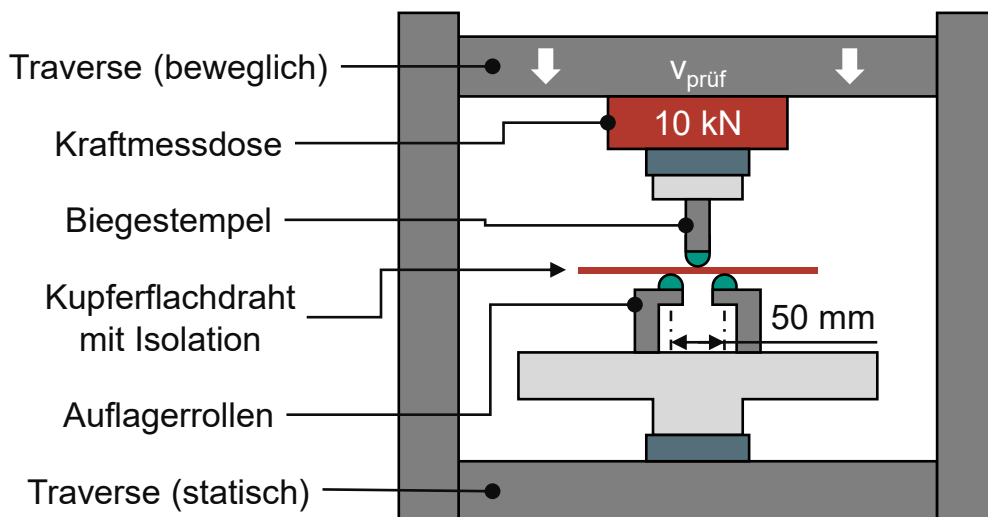


Abbildung 5-7: Versuchsaufbau zur 3-Punkt-Biegeprüfung von Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023c)

Um einen Vergleich der Modellierungsansätze zu ermöglichen, wurde auf Basis der Finite-Elemente-Methode ein **numerisches Modell** des dargelegten Versuchsaufbaus in der kommerziellen Simulationsumgebung Abaqus CAE 2022 implementiert. Im Gegensatz zu der im Kontext der inversen Werkstoffmodellierung bevorzugten Vorgehensweise wurde ein auf der expliziten Formulierung der Finite-Elemente-Methode basierendes Lösungsverfahren gewählt, um eine Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf

die Modellierung von komplexen Biegeprozessen im Kontext der Hairpin-Technologie sicherzustellen. Die elastischen Werkstoffeigenschaften des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ wurden auf Grundlage der im Abschnitt 5.1.1 dargelegten Methodik mit einem einseitigen Ansetzaufnehmer der Klasse 0,5 ermittelt (vgl. Tabelle 5-5) – der auf die Leiterfläche bezogene E-Modul beträgt somit 95,4 GPa. Da die Gleichmaßdehnung des Kupferflachdrahtes im einachsigen Zugversuch durch die im 3-Punkt-Biegeversuch auftretenden Umformgrade nicht überschritten wird, konnten die plastischen Werkstoffeigenschaften durch über zehn Proben gemittelte Stützpunkte der experimentellen Fließkurve modelliert werden.

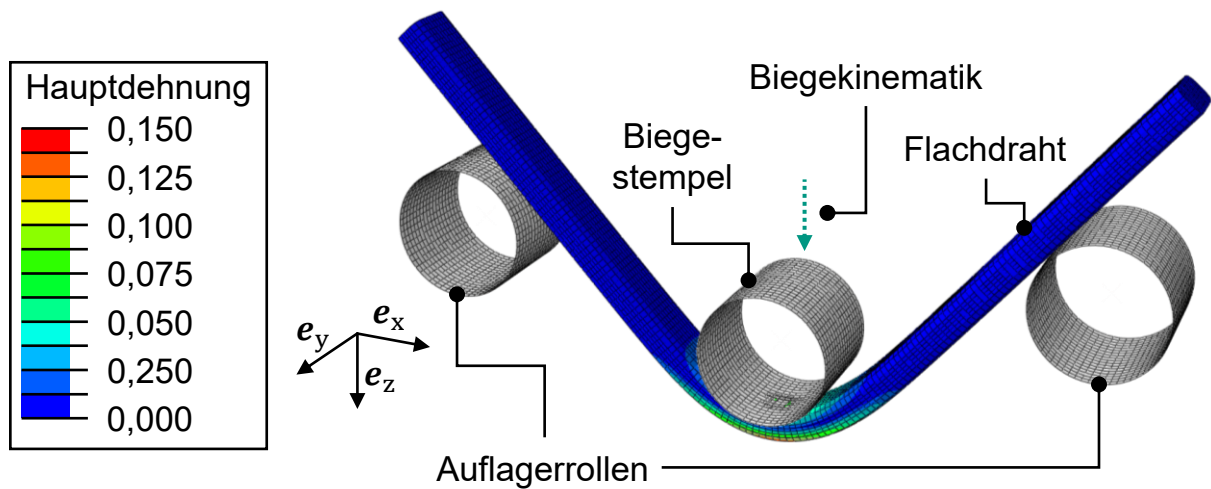


Abbildung 5-8: Dynamisch-explizites Modell des 3-Punkt-Biegeversuches nach DIN EN ISO 7438 in der Softwareumgebung Abaqus CAE 2022

Wie in Abbildung 5-8 dargestellt, wird der **Kupferflachdraht** im numerischen Modell analog zum experimentellen Versuchsaufbau durch eine definierte Bewegung des Biegestempels verformt. Hierfür wurde eine der einachsigen Translation entsprechende Verschiebungsrandbedingung in e_z implementiert. Um numerische Instabilitäten wie durch die Kontaktmodellierung bedingte Schwingungen zu minimieren, wurden die in der Symmetrieebene des Flachdrahtes liegenden Knoten in e_y fixiert; auf einen symmetrischen Aufbau des Modells wurde verzichtet, um die durch die Modellbildung bedingten Abweichungen von der Modellierung des Biegeprozesses auf das notwendige Minimum zu beschränken. Die Länge des Kupferflachdrahtes wurde im numerischen Modell im Vergleich zur experimentellen Versuchsdurchführung von 150 mm auf 70 mm reduziert, um die Berechnungszeiten zu verkürzen. Die verkürzte Drahtlänge entspricht dem um einen beidseitigen Sicherheitsabstand von 10 mm erweiterten Abstand der Auflagerpositionen und ist somit als ausreichend anzusehen. Der

Biegestempel und die beiden **vertikalen Auflager** wurden dem Stand der Forschung entsprechend als Starrkörper modelliert, da die Steifigkeit des Kupferflachdrahtes im Vergleich zur Steifigkeit der Werkzeuge als gering angesehen werden kann. Das **Kontaktverhalten** zwischen dem Kupferflachdraht und den Werkzeugen wurde unter Verwendung des softwarespezifischen Kontaktmodells „General Contact“ als „Hard Contact“ mit Penalty-basiertem Kontaktalgorithmus implementiert (vgl. Nasdala 2015, S. 230 f.). Die **Reibung** zwischen den Kontaktpartnern wurde anhand des Coulomb'schen Reibmodells unter Annahme eines Reibkoeffizienten von 0,1 modelliert. Der Kupferflachdraht wurde einschließlich der vier Kantenradien durch eine strukturierte **Vernetzung** mit 92 Volumenelementen in der Querschnittsfläche und einer axialen Elementkantlänge von 0,5 mm diskretisiert. Hiermit geht eine Gesamtanzahl von 13.616 unterintegrierten Hexaederelementen mit linearer Ansatzfunktion des softwarespezifischen Typs C3D8R einher. Die Werkzeuge wurden hingegen mit viereckigen Starrkörperelementen des Typs R3D4 und einer globalen Elementkantlänge von 0,5 mm diskretisiert. Die **Simulationszeit** wurde für eine Bewegung des Biegestempels von 10,0 mm auf 1,0 s normiert, was im Vergleich zur experimentellen Versuchsdurchführung einer Skalierung um den Faktor 60 entspricht. Um den Einfluss dynamischer Effekte auf die Güte des Prozessmodells auszuschließen, wurde auf eine Massenskalierung verzichtet. Während der Modellierung des 3-Punkt-Biegeversuches wurden sowohl die beschriebene Diskretisierung als auch der gewählte Zeitskalierungsfaktor mittels Konvergenzstudien verifiziert.

Wie in Abbildung 5-9 für das **Flachkantbiegen** und in Abbildung 5-10 für das **Hochkantbiegen** des Referenzdrahtes dargestellt, werden sowohl der Betrag als auch die Richtung der Abweichung zwischen den experimentellen und numerischen Versuchsergebnissen durch die Position des Biegestempels beeinflusst. Während bei kleinen Stempelwegen die elastischen Werkstoffeigenschaften als dominierende Einflussgröße anzusehen sind, geht mit den zunehmenden Umformgraden der Randfasern ab einem Stempelweg von ca. 1,0 mm eine signifikante Plastifizierung des Kupferflachdrahtes einher. Die Unterschätzung der Stempelkraft im **elastischen Bereich** durch die Modellierungsansätze A und B ist auf die im Abschnitt 5.1.1 aufgezeigte Unterschätzung des E-Moduls bei Verwendung eines konventionellen Ansetzaufnehmers mit einseitiger Messung zurückzuführen. Die Überschätzung der Stempelkraft im **plastischen Bereich** ist für die Modellierungsansätze A und B als gering anzusehen und kann durch die auf Annahmen basierende Modellierung des Reibverhaltens sowie die

Diskretisierung des Kupferleiters und der Werkzeuge begründet werden. Die großen Abweichungen des Modellierungsansatzes C resultieren aus der durch den drahtspezifischen Homogenisierungsansatz bedingten Überschätzung der Spannungen im Randfaserbereich. Unabhängig der möglichen Ursachen der Abweichungen ist die **Modellierungsgenauigkeit** der leiterspezifischen Ansätze A und B vergleichbar.

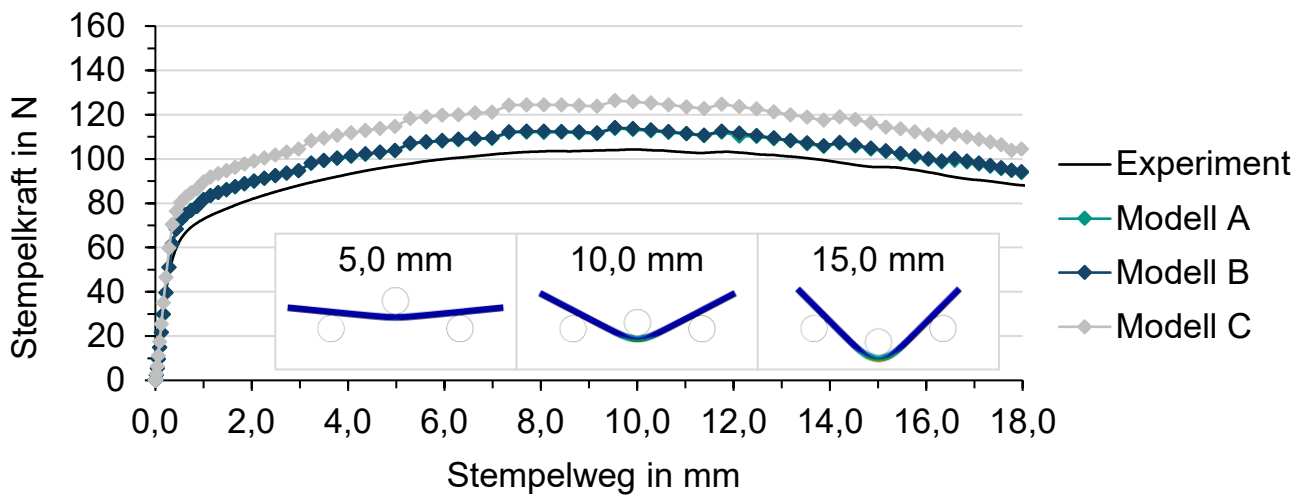


Abbildung 5-9: Vergleich der numerischen und experimentellen Versuchsergebnisse am Beispiel des Flachkantbiegens von Kupferflachdraht mit $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$

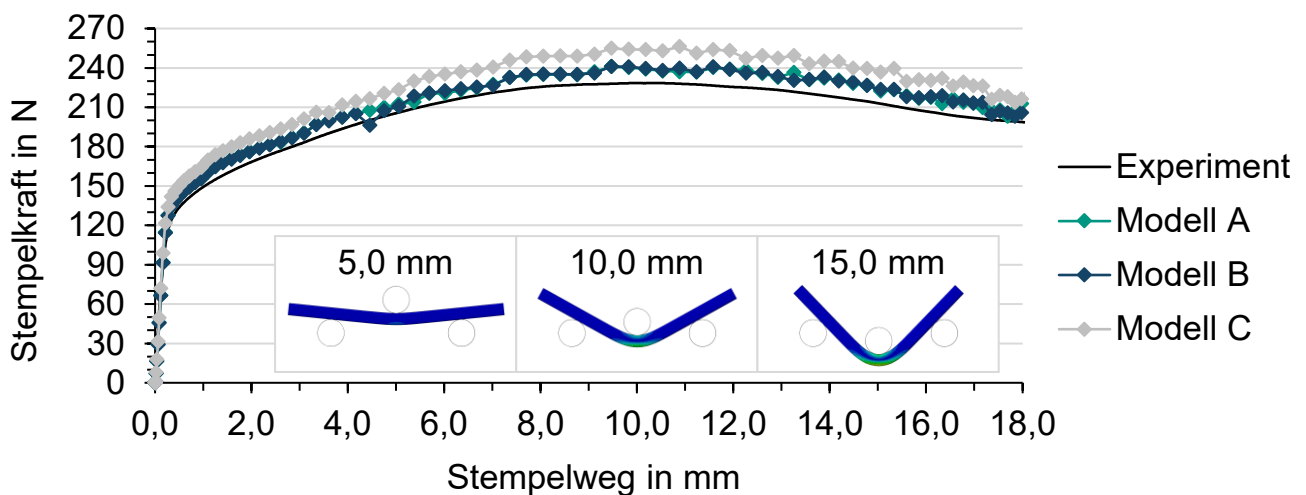


Abbildung 5-10: Vergleich der numerischen und experimentellen Versuchsergebnisse am Beispiel des Hochkantbiegens von Kupferflachdraht mit $2,36 \times 4,50 \text{ mm}^2$

Die relativen Abweichungen sind in dem für das Biegen von Hairpin-Steckspulen relevanten Bereich der plastischen Formänderung beim Flachkantbiegen auf ca. 9 % sowie beim Hochkantbiegen auf ca. 5 % beschränkt und somit als hinreichend gering anzusehen. Dahingegen betragen die Abweichungen des drahtspezifischen Modellierungsansatzes C beim Flachkantbiegen ca. 20 % und beim Hochkantbiegen ca. 11 %,

weshalb zur Modellierung von lackisoliertem Kupferflachdraht die leiterspezifischen Ansätze A und B verwendet werden sollten. Aufgrund des mit dem Modellierungsansatz A einhergehenden Aufwands zur Implementierung der kinematischen Kompensation der Isolationsschichtdicke durch die Anpassung von Werkzeugpositionen und Verschiebungsrandbedingungen ist der **Modellierungsansatz B** zu empfehlen und wird daher im Folgenden verwendet.

5.1.3 Modellierung von Fertigungseinflüssen auf die Isolationsfestigkeit

Über die Fertigungsgenauigkeit der charakteristischen Geometrieelemente hinaus sind die funktionellen Isolationseigenschaften als hinreichende Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen anzusehen. Um sowohl eine fertigungsgerechte Produktgestaltung als auch eine zielgerichtete Auslegung der zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen eingesetzten Biegeprozesse zu ermöglichen, müssen die nichtlinearen Wirkbeziehungen zwischen den **funktionellen Isolationseigenschaften** von Kupferflachdraht und den prozessbedingten Belastungen analysiert und modelliert werden. Im Rahmen experimenteller Voruntersuchungen konnte jedoch weder durch Anwendung der im Abschnitt 5.1.1 beschriebenen Wickel- und Haftprüfung nach (DIN EN 60851-3, S. 13–18) noch durch eine reine Biegebelastung mit minimalen Biegeradien von 2 mm eine definierte Schädigung der Isolationsbeschichtung des Referenzdrahtes herbeigeführt werden. Da aber aus dem Prototypenbau und der industriellen Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung durch lokale Belastungen bedingte Isolationsfehler bekannt sind, wurde als Alternative ein **zweistufiges Prüfverfahren** erarbeitet:

1. Aufbringen einer Druckbelastung in der Mitte von ca. 250 mm langen und beidseitig abisolierten Proben des zu charakterisierenden Kupferflachdrahtes,
2. Prüfung der Isolationsfestigkeit mit einer Prüfspannung von bis zu 7,5 kV (DC) in einem leitfähigen Salzwasserbad zur Analyse der Ausfallwahrscheinlichkeit.

Im Gegensatz zu dem im Abschnitt 3.1.1 dargelegten Stand der Forschung hinsichtlich der Hochvoltisolation elektrischer Maschinen wurden die Untersuchungen auf die **Isolationsfestigkeit** des Kupferflachdrahtes bei Gleichspannung beschränkt, da diese im Gegensatz zu Teilentladungseffekten mit kommerziellen Mess- und Prüfsystemen zuverlässig erfasst werden kann. Um dem Eintreten von Teilentladungen dennoch Rechnung zu tragen, wurde die zur Prüfung gewählte Gleichspannung im Vergleich zu den durch (Petri et al. 2022, S. 104040 f.) aus den Betriebsbedingungen elektrischer Traktionsmotoren abgeleiteten Prüfspannungen für Teilentladungsmessungen erhöht.

Die im Folgenden beschriebene Methodik zur Analyse von Fertigungseinflüssen auf die Isolationseigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht wurde in Teilen im Rahmen der angeleiteten Masterarbeit von Johannes Gerner (vgl. A_Gerner 2023) gemeinsam erarbeitet und vorab in (Wirth et al. 2023b) veröffentlicht.

Versuchsaufbau und -durchführung

Um eine mit dem Biegeprozess von Hairpin-Steckspulen vergleichbare **Druckbelastung** definierter Größe wiederholbar auf den lackisolierten Kupferflachdraht aufbringen zu können, wurde auf Grundlage einer Universalprüfmaschine vom Typ ZwickRoell TH 10 RetroLine der in Abbildung 5-11 dargestellte **Versuchsaufbau** entwickelt.

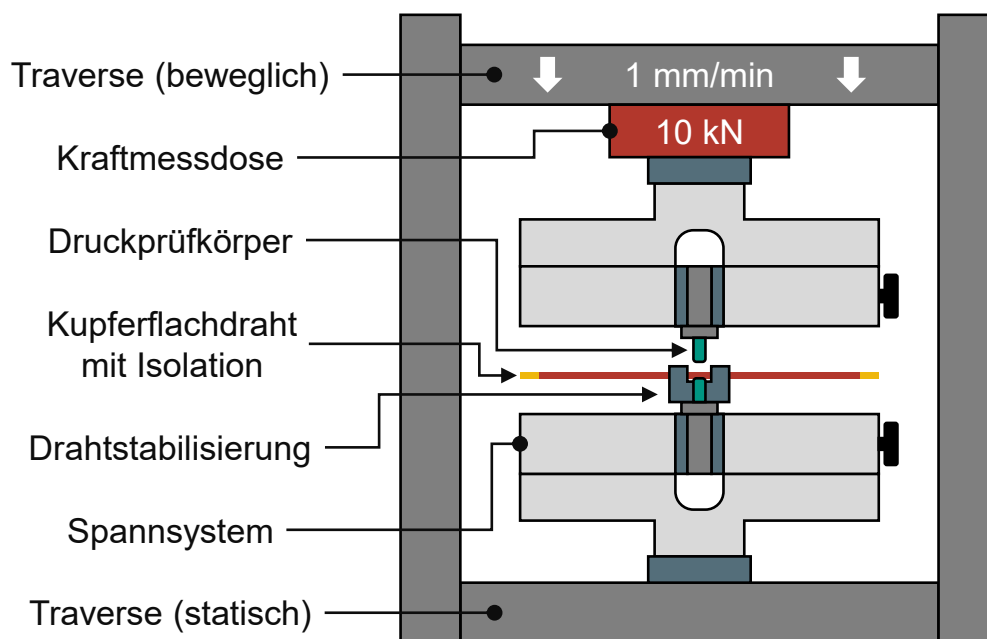


Abbildung 5-11: Versuchsaufbau zur Druckbelastung von Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023b)

Da über die Prüfverfahren der DIN EN 60851-3 hinaus keine standardisierten **Prüfvorrichtungen** für Kupferflachdrähte bekannt sind, wurden ein oberer und ein unterer Druckprüfkörper mit Breiten von 2,5 mm bzw. 5,0 mm konstruiert und auf Grundlage der in Abbildung 5-12 aufgezeigten Geometriedefinition aus Werkzeugstahl der Güte 1.2312 (40CrMnMoS8-6) gefertigt. Die während der Prüfung mit dem Kupferflachdraht in Kontakt stehenden Oberflächen wurden in mehreren Schritten mit Schleifpapier bis hin zur Körnung 7000 poliert. Im Verlauf der weggesteuerten, aber kraftbegrenzten Belastung der Proben wurden bei einer **Prüfgeschwindigkeit** von 1 mm/min sowohl die Druckkraft als auch der Traversenweg überwacht; ein unzulässiges Verschieben oder Kippen der Proben wurde durch eine Stabilisierung aus Kunststoff verhindert.

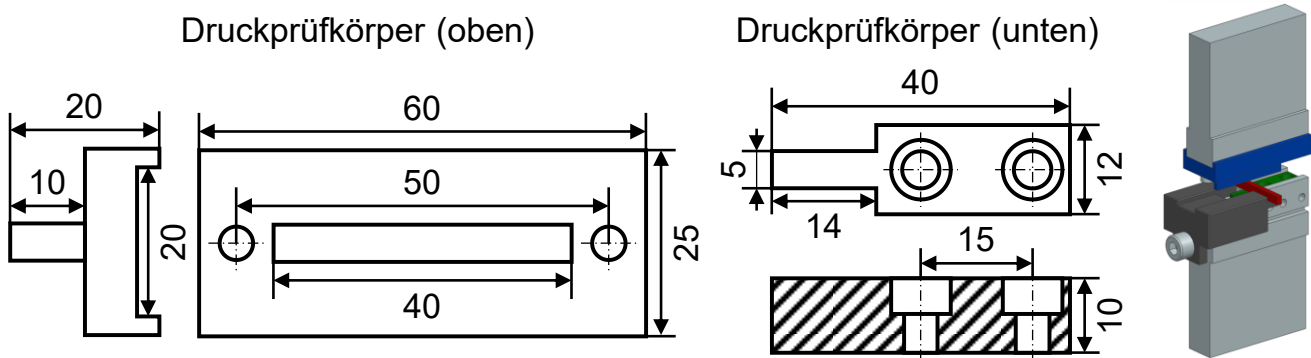


Abbildung 5-12: Druckprüfkörper mit einer Breite von 5,0 mm zur Druckbelastung von lackisoliertem Kupferflachdraht

Nach der Druckbelastung der Proben wurden die gezielt vorgeschädigten Drahtsegmente manuell in eine U-Form gebogen und nachfolgend in einem leitfähigen Wasserbad bei Prüfspannungen von bis zu 7,5 kV (DC) auf deren **Isolationsfestigkeit** hin geprüft. Wie in Abbildung 5-13 dargestellt, wurde hierfür in Anlehnung an die in (DIN EN 60851-5, S. 25 f.) beschriebene Pinhole-Prüfung ein sogenannter **Salzbadtest** des Typs STAHL DH-110.11B der STAHL GmbH verwendet. Das System besteht aus einem Hochspannungsprüfgerät, einem Salzbad mit einer wässrigen Lösung aus destilliertem Wasser und Kochsalz im Massenanteil von 0,5 %, einer positiven Hochspannungselektrode samt Kontaktüberwachung zur Kontaktierung der Probe sowie einer negativen Elektrode zur Beaufschlagung des Salzbadetes mit dem für die elektrische Prüfung notwendigen Nullpotenzial. Die **Prüfspannung** wurde im Verlauf der Prüfung mit einer Rampe von 1 kV/s bis zu einer maximalen Gleichspannung von 7,5 kV erhöht und nachfolgend für eine Prüfdauer von 10 s konstant gehalten. Bei einem durch einen gemessenen Fehlerstrom von 10 mA definierten Versagen der Isolationsbeschichtung wurde die zum jeweiligen Zeitpunkt anliegende Prüfspannung vom System erfasst.

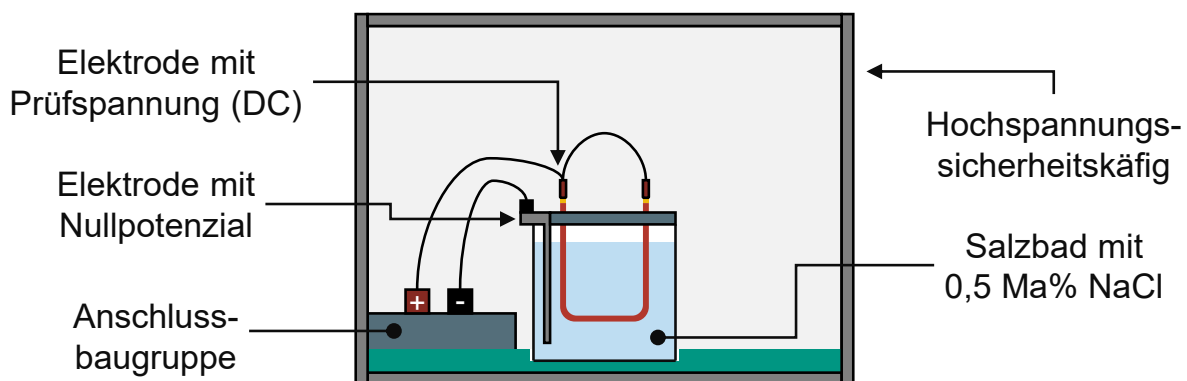


Abbildung 5-13: Salzbadtest zur Analyse der Isolationsfestigkeit von Proben aus druckbelastetem Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023b)

Isolationsfestigkeit von lackisoliertem Kupferflachdraht unter Druckbelastung

Um die Wirkbeziehung zwischen der Isolationsfestigkeit und den prozessbedingten Druckbelastungen möglichst unabhängig von den Leiterabmessungen und der Charge des Kupferflachdrahtes charakterisieren zu können, wurden Untersuchungen an den drei im Abschnitt 5.1.1 eingeführten Referenz- und Vergleichsdrahten eines Herstellers mit einer identischen Spezifikation der Isolationsbeschichtung aus PAI mit einer Schichtdicke von 100 μm durchgeführt. Zur Eingrenzung des mit den experimentellen Versuchsreihen einhergehenden Aufwands wurde der für ein Versagen der Primär-isolation bei einer Prüfspannung von 7,5 kV (DC) kritische Bereich der Druckbelastung in **Vorversuchen** mit aufsteigenden Belastungsstufen im Abstand von 1000 N ermittelt. Im Rahmen der **Hauptversuchsreihe** wurden im kritischen Bereich der Druckbelastung bei einem konstanten Abstand der Faktorstufen von 200 N je Faktorstufe zehn Proben belastet. Um sowohl den Einfluss der Querschnittsorientierung des Kupferflachdrahtes als auch der Kontaktfläche und der Länge des Linienkontaktes zu erfassen, wurden mit dem 5 mm breiten Druckprüfkörper je Drahtsorte zwei unabhängige Versuchsreihen in die **Breiten- und Dickenrichtung** durchgeführt und die Isolationsfestigkeit der zuvor druckbelasteten Proben im Salzbadtest ermittelt. Die auf die zehn Wiederholungen bezogenen Versagenswahrscheinlichkeiten der auf die jeweilige Flächenpressung normierten Belastungsstufen sind in Abbildung 5-14 dargestellt.

Während der experimentellen Versuchsreihen wurde über die untersuchten Kupferflachdrähte und Belastungsrichtungen hinweg keine kontinuierliche Zunahme der **Versagenswahrscheinlichkeit**, sondern ein plötzliches Versagen der Isolationsbeschichtung beobachtet. Die auf die projizierte Fläche des Kupferleiters bezogenen Druckspannungen lagen bei einer zur Drahtbreite normalen Druckbelastung in einem Bereich von 254–271 MPa und im Fall einer zur Drahtdicke normalen Druckbelastung bei 267–288 MPa. Da hierdurch die Forschungshypothese einer stetigen Wirkbeziehung zwischen der durch die Druckbelastung bedingten Reduktion der Isolations-schichtdicke und der Versagenswahrscheinlichkeit widerlegt werden konnte, wurden ein vollständiges Abscheren der Isolationsbeschichtung und das Auftreten von lokalen Mikrorissen als mögliche **Versagensmechanismen** angesehen.

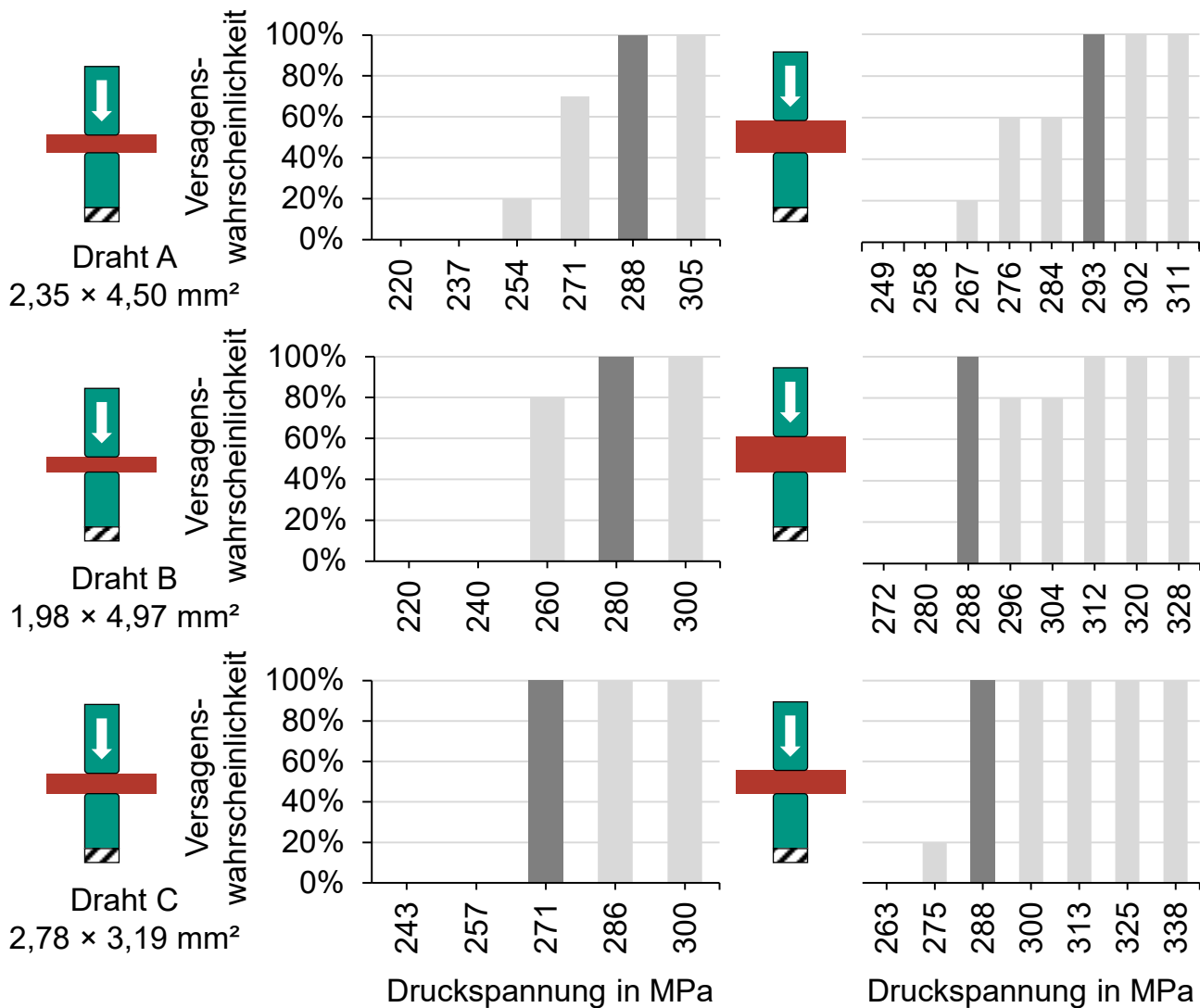


Abbildung 5-14: Versagenswahrscheinlichkeit der mit einem Druckprüfkörper von 5,0 mm Breite belasteten Kupferflachdrähte im Salzbadtest bei 7,5 kV (DC)

Um diese Vermutungen nachzuweisen, wurden Schliffbilder von repräsentativen Proben unterhalb und oberhalb der Versagenschwelle angefertigt und mit einem Auflichtmikroskop bei einer 200-fachen Vergrößerung auf die Reduktion der Isolationsschichtdicke und das Auftreten von Rissen hin analysiert. Wie in Abbildung 5-15 am Beispiel des Referenzdrahtes aufgezeigt, konnte über alle untersuchten Schliffproben hinweg weder eine kritische Reduktion der Isolationsschichtdicke noch ein vollständiges Abscheren der Isolationsbeschichtung nachgewiesen werden. Stattdessen wurde bei 200- bis 500-fachen Vergrößerungen in stark belasteten Bereichen der Isolationsschicht das in Abbildung 5-16 dargestellte Auftreten von **Mikrorissen** und **punktuellen Spannungsdurchschlägen** beobachtet.



Abbildung 5-15: Schliffbilder der druckbelasteten Proben des Referenzdrahtes nach Prüfung der Isolationsfestigkeit im Salzbadtest

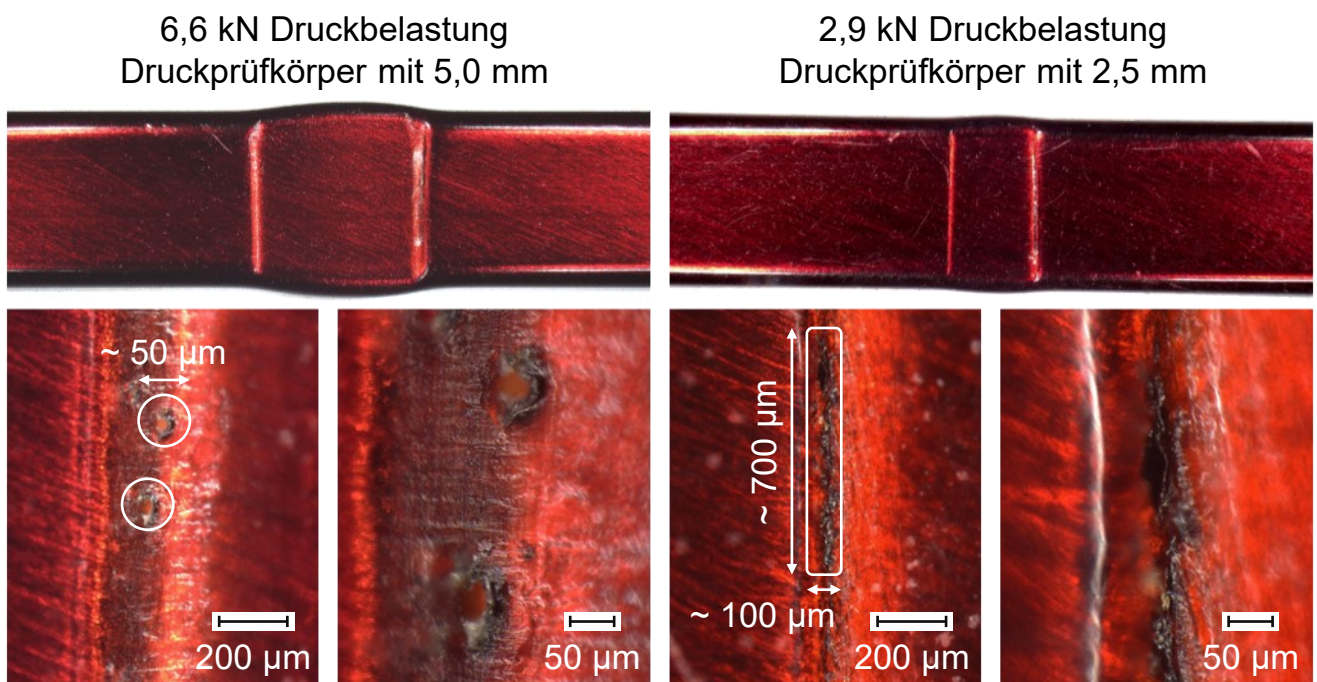


Abbildung 5-16: Versagensstellen der druckbelasteten Proben des Referenzdrahtes nach Prüfung der Isolationsfestigkeit im Salzbadtest

Auf Grundlage der in Abbildung 5-14 dargestellten Ergebnisse der experimentellen Versuchsreihen war darüber hinaus von einer linearen **Wirkbeziehung** zwischen der im Salzbadtest zum Versagen der Isolationsbeschichtung führenden Druckbelastung und der auf den Kupferleiter projizierten Kontaktfläche der Druckprüfkörper auszugehen. Da aufgrund der konstanten Breite des Druckprüfkörpers eine Abhängigkeit von der Länge

des Linienkontaktes nicht ausgeschlossen werden konnte, wurde am Referenzdraht eine zweite Versuchsreihe mit einem 2,5 mm breiten Druckprüfkörper und einem reduzierten Versuchsumfang von fünf Wiederholungen durchgeführt. Wie Abbildung 5-17 zu entnehmen ist, konnte hierbei in Übereinstimmung mit den Ergebnissen der ersten Versuchsreihe keine schrittweise Schädigung der Isolationsbeschichtung, sondern eine sprunghafte Zunahme der Versagenswahrscheinlichkeit beobachtet werden.

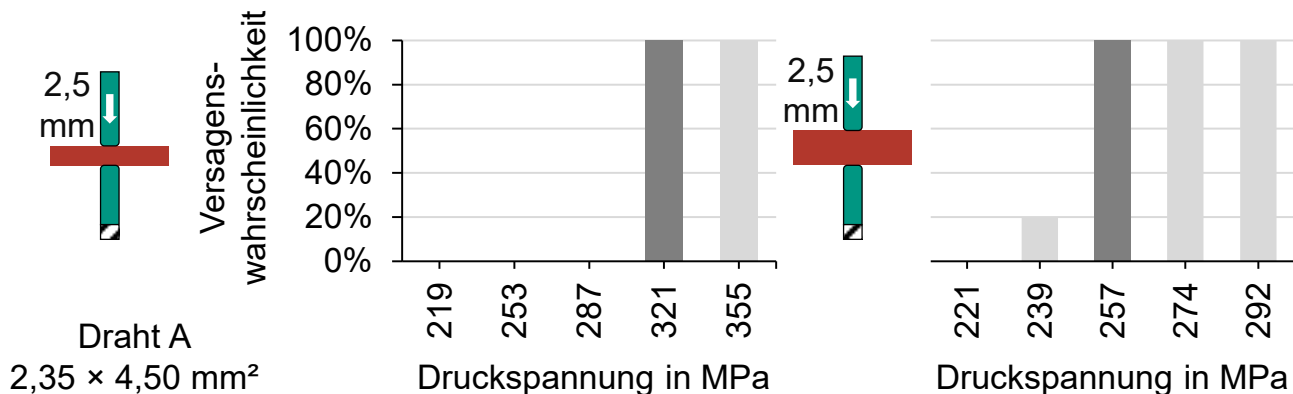


Abbildung 5-17: Versagenswahrscheinlichkeit der mit einem Druckprüfkörper von 2,5 mm Breite belasteten Kupferflachdrähte im Salzbadtest bei 7,5 kV (DC)

Bei einer Belastung normal zur Drahtbreite beträgt die auf die projizierte Fläche des Kupferleiters bezogene Druckspannung bei einer Versagenswahrscheinlichkeit von 100 % im Mittelwert der analysierten Proben 321 MPa (Vergleichswert: 288 MPa). Bei einer Druckbelastung normal zur Drahtdicke ergibt sich eine Versagensbelastung von 257 MPa (Vergleichswert: 293 MPa). Somit besteht eine lineare Wirkbeziehung zwischen der beim Versagen der Isolationsbeschichtung des Kupferflachdrahtes wirkenden Druckbelastung $F_{\text{iso}}^{U_{\text{DC}}}$ und der auf den Kupferleiter projizierten Kontaktfläche A_p des Druckprüfkörpers. Die Wirkbeziehung zwischen der Druckbelastung im Biegeprozess und der Durchschlagsfestigkeit kann nach Einführung einer von der Spezifikation der Isolationsbeschichtung und der gewählten Prüfgleichspannung U_{DC} im Salzbadtest abhängigen **Werkstoffkonstanten** $\sigma_{\text{iso}}^{U_{\text{DC}}}$ gemäß Gleichung 5-7 modelliert werden:

$$F_{\text{iso}}^{U_{\text{DC}}} = \sigma_{\text{iso}}^{U_{\text{DC}}} A_p \quad 5-7$$

Aus den Versuchsreihen kann für eine Prüfspannung von 7,5 kV (DC) eine Werkstoffkonstante $\sigma_{\text{iso}}^{7,5}$ von ca. 262 MPa in Breiten- und 277 MPa in Dickenrichtung abgeleitet werden. Die Abweichungen zwischen den Versuchsreihen von ca. 18 % bzw. 16 % sind u. a. durch die manuelle Vorbereitung der Radien des Druckprüfkörpers zu erklären.

5.2 Implementierung des numerischen Prozessmodells

Vor dem Hintergrund des im Abschnitt 3.2.2 dargelegten Stands der Forschung sowie der zuvor beschriebenen Methoden zur Charakterisierung und Modellierung von lackisoliertem Kupferflachdraht wird im Folgenden am exemplarischen Beispiel des Rotationszugbiegeverfahrens ein numerisches Prozessmodell für die sequenzielle werkzeuggebundene Formgebung von Hairpin-Steckspulen erarbeitet. Das **zweistufige Prozessmodell** basiert auf der bewährten Finite-Elemente-Methode und den nachfolgenden Ansätzen der **Modellbildung**:

- Modellierung des dreidimensionalen Biegeprozesses ohne Ausnutzung der im Fall einer konstanten Biegeebene bestehenden Symmetrieeigenschaften,
- Modellierung des Klemm- und Umformprozesses des Kupferflachdrahtes im Rotationszugbiegeverfahren auf Basis der expliziten Finite-Elemente-Methode,
- Modellierung der Rückfederungseffekte des umgeformten Kupferflachdrahtes auf Basis der impliziten Finite-Elemente-Methode,
- Modellierung der Prozesskinematik mittels Verschiebungs- und Krafrandbedingungen unter Verwendung eines Penalty-basierten Kontaktmodells,
- Modellierung des elastisch-plastischen Umformverhaltens des Kupferflachdrahtes auf Grundlage einer leiterspezifischen Homogenisierung der im einachsigen Zugversuch ermittelten Werkstoffeigenschaften nach „Ansatz B“,
- Beschränkung des Prozessmodells auf die werkstückberührenden Komponenten der Maschinenstruktur – nachfolgend als Biegewerkzeuge bezeichnet – und ein charakteristisches Geometrieelement der Hairpin-Steckspule.

In den folgenden Abschnitten werden das Vorgehen zur geometrischen Diskretisierung der Biegewerkzeuge und des Kupferflachdrahtes beschrieben sowie die gewählten Ansätze zur Modellierung der Prozesskinematik, des Kontaktverhaltens und der Materialeigenschaften dargelegt. Darüber hinaus wird das parametrisierte Prozessmodell durch den Abgleich von numerischen und experimentellen Versuchsreihen validiert. Die zur Prozessmodellierung gewählte Vorgehensweise und die erzielten Ergebnisse wurden vorab in Teilen in (Wirth et al. 2023a) und (Wirth et al. 2024) veröffentlicht.

5.2.1 Diskretisierung von Maschine und Werkstück

Nachdem im Rahmen der Modellbildung die zur Biegeumformung von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren eingesetzte Maschinenstruktur auf die **werkstückberührenden Komponenten** reduziert werden konnte, wurden der

Gegenhalter, die äußere und innere Spannbacke sowie die Biegeform im Softwaremodul „Part“ der Simulationsumgebung Abaqus CAE 2022 als parametrische Körper modelliert. Da die Steifigkeit des Kupferflachdrahtes im Vergleich zu den zur Biegeumformung eingesetzten Werkzeugen als gering anzusehen ist, wurden diese als **Starrkörper** implementiert. Um trotz des dreidimensionalen Modellierungsansatzes eine möglichst effiziente Berechnung sicherzustellen, wurden die Biegewerkzeuge in mit dem Kupferflachdraht in Kontakt stehende Bereiche und die zur Kollisionsprüfung modellierten Bereiche der Stützstruktur segmentiert. Die werkstückberührenden Werkzeugoberflächen wurden im Softwaremodul „Mesh“ mit einer maximalen Elementkantlänge von 0,5 mm diskretisiert, während für die Bereiche der Stützstruktur eine zulässige Elementkantlänge von 1,0 mm definiert wurde. Als Elementtyp wurden lineare, viereckige Starrkörperelemente des softwarespezifischen Typs R3D4 gewählt.

Der **Kupferflachdraht** stellt das umzuformende Werkstück dar und wurde daher im Gegensatz zu den Biegewerkzeugen unter Berücksichtigung der Kantenradien im Softwaremodul „Part“ als **deformierbarer Körper** modelliert. Die für eine vollständige Modellierung des Biegeprozesses notwendige Länge des Drahtsegmentes wurde aus der mittleren Faser des zu erzeugenden Geometrieelementes, den Abmessungen der Biegewerkzeuge und der Prozesskinematik abgeleitet und mit einem Zusatzabstand von 8 mm zur Einkopplung der Randbedingungen und Auswertung der Simulationsergebnisse beaufschlagt. Die Geometrie des Kupferflachdrahtes wurde im Softwaremodul „Mesh“ mit einem strukturierten Netz aus unterintegrierten Hexaederelementen des softwarespezifischen Typs C3D8R mit linearen Ansatzfunktionen diskretisiert. Hierfür wurde der Kupferflachdraht vor der Vernetzung in der Breitenrichtung in zehn und in der Dickenrichtung in vier bis sechs zu den beiden Hauptachsen symmetrische Bereiche segmentiert. Die Kontur im Bereich der vier Kantenradien wurde in Abhängigkeit der Krümmung mit vier bis fünf Knoten approximiert, woraus in der Querschnittsfläche eine Anzahl von 108 bis 136 Hexaederelementen resultiert. Die axiale Elementkantlänge wurde auf Grundlage von Konvergenzstudien innerhalb der Umformzone auf 0,5 mm und außerhalb auf 1,0 mm beschränkt.

Die auf Basis der zuvor beschriebenen Vorgehensweise modellierten Biegewerkzeuge und der Kupferflachdraht sind in Abbildung 5-18 dargestellt. Die geometrische Diskretisierung wurde in einem iterativen Optimierungsprozess mittels numerischer Konvergenzstudien verifiziert.

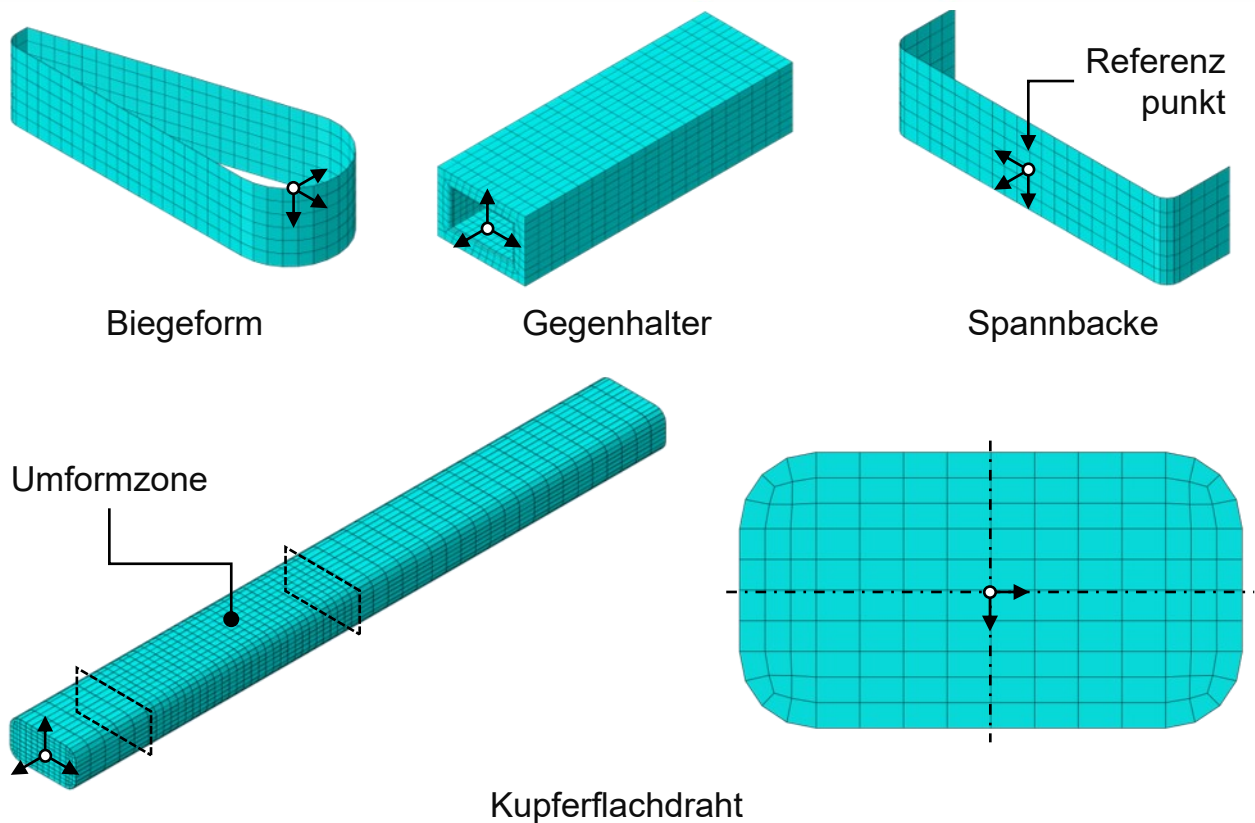


Abbildung 5-18: Geometrische Modellierung und Diskretisierung der Biegewerkzeuge und des Kupferflachdrahtes in Abaqus CAE 2022

5.2.2 Modellierung des Material- und Kontaktverhaltens

Während die Werkstoffeigenschaften der Biegewerkzeuge aufgrund der Annahme nicht deformierbaren Materialverhaltens nicht beschrieben werden mussten, wurden die elastisch-plastischen **Werkstoffeigenschaften** des Kupferflachdrahtes auf Grundlage der im Abschnitt 5.1.1 dargelegten Methodik experimentell charakterisiert und im Softwaremodul „Property“ hinterlegt. Die im einachsigen Zugversuch ermittelte Fließkurve wurde in Anlehnung an (Komodromos et al. 2017) mit dem Verfestigungsansatz nach Swift extrapoliert; eine Zusammenfassung der relevanten Werkstoffeigenschaften kann Anhang A7 entnommen werden. Vor dem Hintergrund des im Abschnitt 5.1.2 dargelegten Vergleichs der Modellierungsansätze wurden eine leiterbasierte Homogenisierung der Werkstoffeigenschaften nach „Ansatz B“ gewählt und die Biegewerkzeuge mit einem der Isolationsschichtdicke entsprechenden Kontaktausgleich versehen. Zur Modellierung der mit den **Starrkörperbewegungen** einhergehenden Trägheitseffekte wurden sowohl die Massen als auch die auf die in Abbildung 5-18 dargestellten Referenzpunkte und lokalen Koordinatensysteme bezogenen Massenträgheitsmomente der

Biegewerkzeuge mithilfe von ähnlichen Grundkörpern in analytischen Betrachtungen unter der Annahme einer Werkstoffdichte von $7,8 \text{ g/cm}^3$ nach oben abgeschätzt.

Das **Kontaktverhalten** zwischen dem im Biegeprozess umgeformten Kupferflachdraht und den Biegewerkzeugen wurde im Softwaremodul „Interaction“ unter Verwendung der softwarespezifischen Modellierungsoption „General Contact“ implementiert. Zur Modellierung des zur Kontaktfläche normalen Kontaktverhaltens der Kontaktpartner wurde ein „Hard Contact“ mit Penalty-basiertem Kontaktalgorithmus verwendet. Das tangentielle Kontaktverhalten wurde hingegen unter Berücksichtigung Coulomb'scher Reibung mit einem konstanten Reibkoeffizienten von 0,1 modelliert.

5.2.3 Modellierung der Maschinenkinematik und des Prozessablaufes

Die deformierbaren und starren Körper wurden nachfolgend im Softwaremodul „Assembly“ unter Berücksichtigung der spezifischen **Maschinenstruktur** des zur Validierung des numerischen Prozessmodells eingesetzten und im Abschnitt 6.4 beschriebenen Maschinenmoduls im dreidimensionalen Raum positioniert. Um die dem Biegeprozess zugrunde liegende Maschinenkinematik zu beschreiben, wurden die **Referenzpunkte** der als Starrkörper modellierten Biegewerkzeuge im Softwaremodul „Load“ mit Verschiebungs- und Krafrandbedingungen gekoppelt. Das virtuelle Abbild der physischen Maschinenkinematik ist in Abbildung 5-19 mitsamt der für die Modellierung notwendigen Referenzpunkte und Randbedingungen dargestellt.

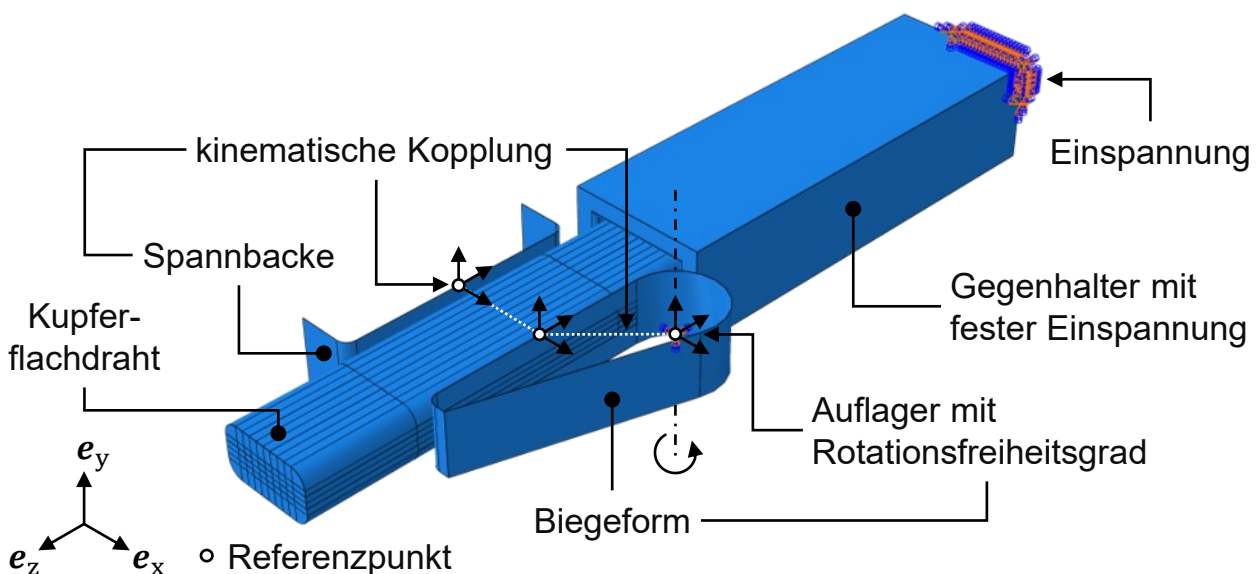


Abbildung 5-19: Modellierung der Maschinenkinematik in Abaqus CAE 2022

Die im globalen Koordinatensystem des Prozessmodells hinterlegten **Verschiebungsrandbedingungen** sind im Folgenden zusammengefasst:

- Gegenhalter (Drahtführung): feste Einspannung in e_x , e_y und e_z ,
- Biegeform: festes Auflager mit Verschiebungsrandbedingung (Rotation) in e_y sowie feste Einspannung in e_x und e_z ,
- Kupferflachdraht: feste Einspannung des freien Drahtendes in e_x , e_y und e_z während des der Biegeumformung vorgelagerten Spannprozesses.

Um darüber hinaus den für das Rotationszugbiegeverfahren charakteristischen **Spannprozess** des Kupferflachdrahtes vor der Biegeumformung abbilden zu können, musste ein alternativer Modellierungsansatz umgesetzt werden. Hierfür wurden auf der Modellierungsebene des Zusammenbaus – in der Softwareumgebung als „Assembly“ bezeichnet – zwei zusätzliche Referenzpunkte auf der Biegeform und der Spannbacke hinterlegt und im Softwaremodul „Interaction“ kinematisch mit den beiden bereits bestehenden Referenzpunkten gekoppelt. Auf Basis der beiden zusätzlichen Referenzpunkte wurde ein Verbindungselement mit einem translatorischen Freiheitsgrad in Richtung der Verbindungslinie zwischen den Referenzpunkten implementiert. Hierdurch konnte sowohl die Spannbacke kinematisch an die Biegeform gekoppelt als auch im Softwaremodul „Load“ eine den Spannprozess des Kupferflachdrahtes beschreibende Krastrandbedingung von 2000 N hinterlegt werden. Um die aus den Verschiebungs- bzw. Krastrandbedingungen resultierenden **Freiheitsgrade** der Biegeform und der Spannbacke zu beschreiben, wurden unter Verwendung der Option „Smooth Step“ zwei geglättete **Bewegungs-** bzw. **Kraftprofile** implementiert, die die Rotation der Biegeform und das kraftgesteuerte Spannen des Kupferflachdrahtes modellieren.

Auf Grundlage der im Abschnitt 5.2.4 beschriebenen Konvergenzstudien wurde für den ersten Prozessschritt des Spannens eine **Simulationszeit** von 10 ms gewählt. Die Simulationszeit für den zweiten Prozessschritt des Biegens wurde hingegen für einen Biegewinkel der Biegeform von 90 Grad auf 200 ms normiert. Das Prozessmodell weist somit im Vergleich zum physischen Biegeprozess in Abhängigkeit der Maschinenkonfiguration und variablen Biegegeschwindigkeit eine **Zeitskalierung** vom Faktor 2–10 auf. Zur weiteren Minimierung des Berechnungsaufwands wurde eine lokale **Massenskalierung** vom Faktor 16 für den Spannprozess bzw. 64 für den Biegeprozess gewählt, wobei das unerwünschte Auftreten von dynamischen Effekten im Rahmen der numerischen Verifikation des Prozessmodells ausgeschlossen werden konnte.

Um nach der numerischen Modellierung der Belastungsstufe des Biegeprozesses die mit der Entlastung des umgeformten Kupferflachdrahtes einhergehenden **Rückfederungseffekte** beschreiben zu können, wurde auf Basis der **impliziten** Formulierung der Finite-Elemente-Methode ein unabhängiges Prozessmodell der Entlastungsstufe implementiert. Hierfür wurde ein hinsichtlich der geometrischen Modellierung des Kupferflachdrahtes identisches Prozessmodell aufgebaut, das jedoch weder die zuvor beschriebenen Biegewerkzeuge noch ein Materialmodell umfasst. Um einen statisch bestimmten Zustand des umgeformten Kupferflachdrahtes sicherzustellen, wurde einzig die feste Einspannung des freien Drahtendes in einer dem Prozessmodell der Belastungsstufe identischen Art und Weise modelliert. Nachfolgend wurden das Verschiebungsfeld der Knoten, der Belastungszustand der Elemente und das Materialmodell des umgeformten Kupferflachdrahtes aus dem Prozessmodell der Belastungsstufe in das Prozessmodell der Entlastungsstufe übertragen. Hierfür wurde im Softwaremodul „Load“ ein sogenanntes „Predefined Field“ auf den ausschließlich geometrisch modellierten Kupferflachdraht aufgeprägt. Der nach der Entlastung vorliegende Zustand des umgeformten Kupferflachdrahtes und die damit einhergehenden Rückfederungseffekte wurden nachfolgend durch eine **statische Analyse** des Entlastungsprozesses mit einer Simulationszeit von 1 s ermittelt.

5.2.4 Verifikation des numerischen Prozessmodells

Um die im Rahmen der Modellierung gewählten Ansätze der geometrischen Diskretisierung des Kupferflachdrahtes und der Biegewerkzeuge zu verifizieren, wurden implementierungsbegleitend **numerische Konvergenzstudien** durchgeführt. Hierfür wurde am Beispiel von zwei für das untere bzw. obere Ende des produktseitigen Lösungsraumes repräsentativen Kupferflachdrähten mit nominalen Querschnittsflächen von $2,00 \times 1,50 \text{ mm}^2$ und $6,00 \times 3,00 \text{ mm}^2$ für einen Stellwert des Biegewinkels von 60° der Einfluss der geometrischen Diskretisierung auf den resultierenden Biegewinkel nach Last analysiert. Als **Referenzkonfiguration** wurde eine mit großen Berechnungszeiten einhergehende Elementkantlänge von 0,125 mm für die Umformzone des Kupferflachdrahtes sowie 0,25 mm für die Biegewerkzeuge und die weiteren Bereiche des Kupferflachdrahtes gewählt. Durch den im Abschnitt 5.2.1 beschriebenen **Diskretisierungsansatz** mit Elementkantlängen von 0,5 mm bzw. 1,0 mm konnte die Berechnungsdauer im Vergleich zur Referenzkonfiguration bei einer vergleichsweise geringen Reduktion der Berechnungsgenauigkeit von ca. $0,1^\circ$ um 76–95 % reduziert werden. Des Weiteren wurde eine zweite Konvergenzstudie zur Identifikation der maximalen zur Minimierung

des Berechnungsaufwands zulässigen **Massenskalierung** durchgeführt. Hierbei wurde der Einfluss einer lokalen Massenskalierung vom Faktor 4 bzw. 16 im Spannprozess und vom Faktor 16 bzw. 64 im Biegeprozess auf den resultierenden Biegewinkel nach Last analysiert. Durch die im Abschnitt 5.2.3 beschriebene Massenskalierung des numerischen Prozessmodells vom Faktor 16 für den Spannprozess und vom Faktor 64 für den Biegeprozess konnte die Berechnungszeit gegenüber dem Prozessmodell ohne Massenskalierung um ca. 82 % reduziert werden.

Die Ergebnisse der Konvergenzstudien sind in einem iterativen **Optimierungsprozess** in die in den vorherigen Abschnitten beschriebene Implementierung des zweistufigen Prozessmodells eingeflossen und können dem Anhang A8 entnommen werden. Durch die auf den Konvergenzstudien basierenden Ansätze der geometrischen Diskretisierung und lokalen Massenskalierung des numerischen Prozessmodells konnte die Berechnungsdauer im Vergleich zum Referenzmodell um ca. 96–99 % reduziert werden – bei einer geringfügigen Abnahme der Berechnungsgenauigkeit um ca. 0,1°.

5.2.5 Validierung des numerischen Prozessmodells

Über die im vorherigen Abschnitt dargelegte Verifikation des numerischen Prozessmodells hinaus sind die im Rahmen der Modellbildung getroffenen **Annahmen** und **Vereinfachungen** sowie die darauf basierenden Modellierungsansätze zu validieren. Hierfür wurden am Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ **experimentelle Versuchsreihen** durchgeführt und die resultierenden Biegewinkel des Kupferflachdrahtes nach Last mit den numerischen Berechnungsergebnissen verglichen. Um mit einer möglichst geringen Anzahl an Wiederholungen eine möglichst große experimentelle Datenbasis zu schaffen, wurden als Referenz zwei vereinfachte Hairpin-Geometrien betrachtet, die aus jeweils drei zweidimensionalen Geometrieelementen mit einem konstanten Biegewinkel von 60° bzw. mit Biegewinkeln von 75°, 30° und 75° bestehen. Im Rahmen der experimentellen Versuchsreihen wurden zudem sechs Biegeradien von 2 mm, 3 mm, 4 mm, 5 mm, 6 mm und 8 mm berücksichtigt, um eine uneingeschränkte Anwendbarkeit des Prozessmodells im relevanten Bereich des produktseitigen Lösungsraums sicherzustellen. Unter Verwendung des im Abschnitt 6.4 beschriebenen Maschinenmoduls wurde für jede der zwölf aus den beiden Grundformen und sechs Biegeradien abgeleiteten Hairpin-Geometrien eine unabhängige Versuchsreihe mit zehn Wiederholungen durchgeführt.

Die dreidimensionale Geometrie der gefertigten Hairpin-Steckspulen wurde nach der Entlastung mit einem kommerziellen Off-Machine-Messsystem vom Typ **GOM ATOS Q 8M** der Carl Zeiss GOM Metrology GmbH erfasst. Hierfür wurde das Ende des zuletzt gebogenen Schenkels der Hairpin-Steckspule mit einem additiv gefertigten Adapter im Mittelpunkt eines motorisierten Drehtisches vom Typ GOM ROT 350 fixiert und nachfolgend aus sechs Messpositionen mit rotationssymmetrischer Anordnung vermessen. Da das Messsystem auf der optischen Messmethode der Streifenlichtprojektion basiert (Beyerer et al. 2016, S. 326–330; GOM GmbH 2019, S. 8 f.), die durch Reflexionen des Messobjektes negativ beeinflusst wird, wurden die Hairpin-Steckspulen vor der Vermessung mit einem permanenten Scanningspray des Typs AESUB White⁶ mattiert. Nach Abschluss der **Messdatenerfassung** wurden die vollständig digitalisierten Geometrien auf Basis der nachfolgend beschriebenen und in Abbildung 5-20 dargestellten **Vorgehensweise** in der Softwareumgebung GOM Inspect Suite 2020 ausgewertet:

1. Definition einer zum Spannsystem um 20 mm verschobenen Hintergrundebene und Ausschneiden der nicht relevanten Messdaten,
2. Polygonisierung der Messdaten unter Verwendung der softwarespezifischen Nachverarbeitungsoptionen „Mehr Details“ und „Referenzpunkte füllen“,
3. Konstruktion einer „Fitting-Ebene“ mit der Bezeichnung Ebene 1 an der Außenseite des zuerst gebogenen Schenkels unter Verwendung der Konstruktionsmethode „Gauß-Best-Fit“ und der Option „3 Sigma“ zur Auswahl der Messpunkte,
4. Konstruktion der Ebenen 2, 3 und 4 auf Basis der zuvor beschriebenen Vorgehensweise zwischen der ersten und zweiten Biegung, der zweiten und dritten Biegung sowie an der Außenseite des zuletzt gebogenen Schenkels,
5. Konstruktion einer zur Biegeebene parallelen Ebene 5 auf Basis der Vorder- oder Rückseite des zuletzt gebogenen Schenkels,
6. Konstruktion eines lokalen Koordinatensystems mit x-Achse in Richtung der invertierten Normalen der Ebene 4, y-Achse in Richtung der Normalen der Ebene 5 und Ursprung im Mittelpunkt der Innenseite des zuletzt gebogenen Endes,
7. Konstruktion von drei Winkeln 1, 2 und 3 zwischen den Oberflächennormalen der Ebenen 1 und 2, der Ebenen 2 und 3 sowie der Ebenen 3 und 4,
8. Prüfung der Winkelmaße der drei konstruierten Winkel in der x-z-Ebene des lokalen Koordinatensystems im Softwaremodul „Inspektion“.

⁶ Handelsname der Scanningspray Vertriebs GmbH (Recklinghausen)

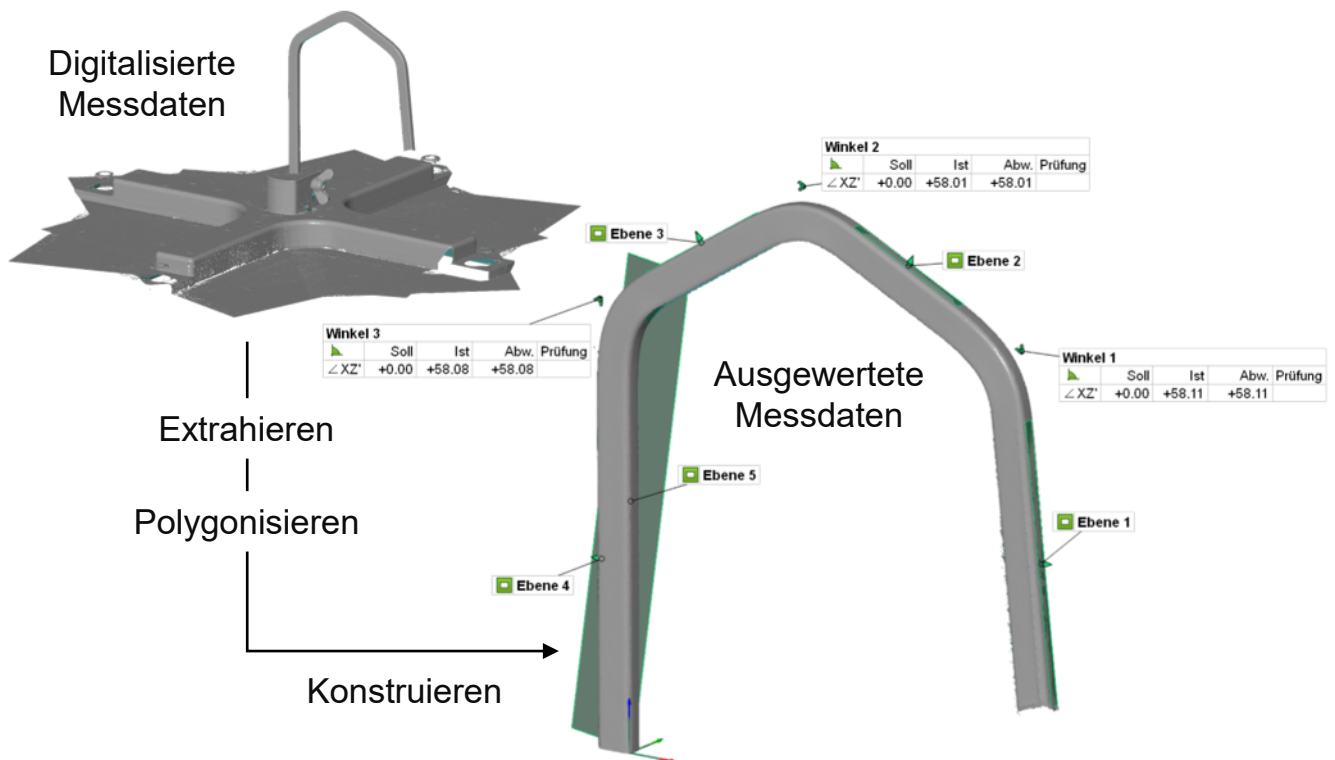


Abbildung 5-20: Vorgehensweise zur Messdatenauswertung in der Softwareumgebung GOM Inspect Suite 2020

Um einen signifikanten Einfluss der **Messunsicherheit** des Messsystems auf die Validierung des numerischen Prozessmodells ausschließen zu können, wurden für drei exemplarische Biegeradien von 2 mm, 3 mm und 4 mm vergleichende Messreihen mit zwei verfügbaren Messvolumen von $170 \times 130 \times 130 \text{ mm}^3$ und $350 \times 260 \times 260 \text{ mm}^3$ durchgeführt. Da der Unterschied zwischen den ermittelten Rückfederungswinkeln auf einen Mittelwert von ca. $0,02^\circ$ und einen Maximalwert von $0,05^\circ$ begrenzt war, ist das Messsystem als hinreichend genau anzusehen. Aufgrund der durch die erhöhte Dichte an Messpunkten vereinfachten Konstruktion der zur Messdatenauswertung notwendigen Ebenen wurde im Rahmen der experimentellen Validierung das Messvolumen von $170 \times 130 \times 130 \text{ mm}^3$ verwendet.

Die **Ergebnisse** der experimentellen Versuchsreihen sind in Abbildung 5-21 im Vergleich zu den Berechnungsergebnissen des numerischen Prozessmodells dargestellt. Im Rahmen der Validierung wird unter der elastischen **Rückfederung** des Kupferflachdrahtes die Differenz zwischen dem Stellwert der Biegeform und dem Istwert des Biegewinkels nach Entlastung verstanden.

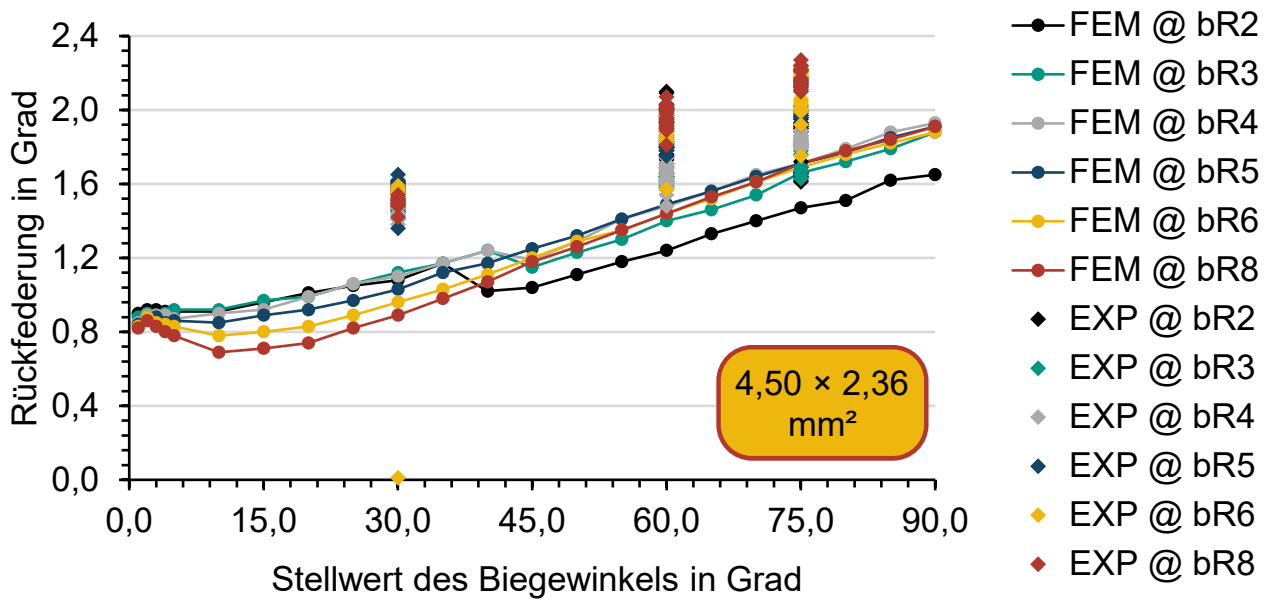


Abbildung 5-21: Vergleich des durch experimentelle Versuchsreihen und numerische Prozesssimulationen ermittelten Rückfederungswinkels nach (Wirth et al. 2024)

Für einen Stellwert des **Biegewinkels von 30°** wurden auf Grundlage von jeweils zehn experimentellen Datensätzen ein minimaler Absolutwert des Modellierungsfehlers von $0,34^\circ$ für einen Biegeradius von 3,0 mm und ein maximaler Absolutwert des Modellierungsfehler von $0,61^\circ$ beobachtet. Für einen Stellwert des **Biegewinkels von 60°** wurden auf Basis von jeweils 30 experimentellen Datensätzen ein minimaler Absolutwert des Modellierungsfehlers von $0,16^\circ$ und ein Maximalwert von $0,57^\circ$ für Biegeradien von 4,0 mm bzw. 2,0 mm ermittelt. Für einen Stellwert des **Biegewinkels von 75°** wurden auf Grundlage von jeweils 20 experimentellen Datensätzen ein minimaler Absolutwert des Modellierungsfehler von $0,08^\circ$ und ein Maximalwert von $0,47^\circ$ für Biegeradien von 3,0 mm bzw. 8,0 mm nachgewiesen. Hinsichtlich der material- und maschinenabhängigen **Biegekennlinie**, die den linearisierten Zusammenhang zwischen dem Stellwert des Biegewinkels und dem Rückfederungswinkel beschreibt, wurde in dem durch die Versuchsreihen abgedeckten Bereich des Biegewinkels von $30\text{--}75^\circ$ ein maximaler Modellierungsfehler von $0,26^\circ$ für einen Biegeradius von 3,0 mm identifiziert.

Vor dem Hintergrund der im Vergleich zu den Absolutwerten der Rückfederungswinkel geringen Abweichungen zwischen der auf Basis der experimentellen Versuchsreihen und dem numerischen Prozessmodell ermittelten Biegekennlinie von $0,05\text{--}0,26^\circ$ ist von **systematischen Fehlern** im Kontext der Modellbildung und/oder der experimentellen Versuchsdurchführung auszugehen. Mögliche Ursachen der Abweichung stellen die im Kontext der **Modellbildung** vernachlässigten Nachgiebigkeiten der Biegewerkzeuge

und der Prozesskinematik sowie die vereinfachten Ansätze zur Modellierung des Werkstoff- und Kontaktverhaltens dar (Wirth et al. 2024). Des Weiteren wurden zur Vereinfachung der Werkstoffcharakterisierung weder die von (Komodromos et al. 2017) am Beispiel von Runddraht nachgewiesene Zug-Druck-Anisotropie des E-Moduls noch der kinematische Bauschinger-Effekt berücksichtigt. Im Zusammenhang mit der experimentellen **Versuchsdurchführung** ist die Positionierungsunsicherheit der Nullposition der Biegeform von bis zu $-0,3^\circ$ als eine wahrscheinliche Fehlerursache anzusehen. Da die systematische Abweichung jedoch sowohl im Rahmen der auf dem Vergleich von numerischen Simulationsergebnissen basierenden Sensitivitäts- und Einflussanalysen als auch im Kontext der direkten und somit vornehmlich vom Optimierungsgradienten abhängigen Prozessregelung vernachlässigbar ist, kann das numerische Prozessmodell im Rahmen der angestrebten Anwendung als validiert angesehen werden.

5.3 Numerische Sensitivitäts- und Einflussanalysen

Auf Grundlage des im Abschnitt 5.2 eingeführten Prozessmodells für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren wurde in numerischen Versuchsreihen der Einfluss von **material-** und **maschinenspezifischen Störgrößen** auf die Fertigungsgenauigkeit analysiert. Hierfür wurden am exemplarischen Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ unter Variation der nachfolgenden Eigenschaften des Kupferflachdrahtes und der Biegemaschine numerische Sensitivitätsanalysen durchgeführt:

- Breite, Dicke und Kantenradien des Kupferflachdrahtes,
- E-Modul und Fließkurve des Kupferflachdrahtes,
- Reibung zwischen den Biegewerkzeugen und dem Kupferflachdraht im Prozess,
- Passung der als Gegenhalter dienenden Drahtführung,
- Abstand der Drahtführung von der Biegeform,
- Koaxialitätsabweichung der Biegeform zur Biegeachse.

Da Abweichungen von der Referenzkonfiguration zwar unerwünscht, aufgrund von technologischen Grenzen aber nicht vollständig zu vermeiden sind, werden diese im Folgenden zusammenfassend als Draht- und Maschinentoleranzen bezeichnet.

5.3.1 Einfluss von Drahttoleranzen auf die Fertigungsgenauigkeit

In Anlehnung an die durch (Wirth & Fleischer 2019) am Beispiel der mehrstufigen werkzeuggebundenen Formgebung durchgeführten Analysen zum Einfluss **geometrie-** und

werkstoffspezifischer Chargenschwankungen von Kupferflachdraht auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen wurden zunächst die nach (DIN EN 60317-0-2, S. 8–10) zulässigen Toleranzfelder und Außenabmessungen des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ ermittelt. Um die Abweichungen vom validierten Prozessmodell auf das notwendige Minimum zu beschränken, wurden statt der nominalen die tatsächlichen Abmessungen des Flachleiters und der Isolationsbeschichtung verwendet (vgl. Tabelle 5-4). Auf Grundlage der normgemäßen Toleranzfelder und der experimentellen Analyse der geometrischen Eigenschaften ergeben sich die in Tabelle 5-7 zusammengefassten Außenabmessungen. Da die zulässigen Toleranzen sowohl durch Absolut- als auch Relativangaben definiert sind, sind die jeweils abgeleiteten Angaben in Klammern dargestellt.

Tabelle 5-7: Toleranzfelder sowie Mindest- und Höchstmaße der Außenabmessungen für den Referenzdraht mit $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ nach (DIN EN 60317-0-2, S. 8–10)

Geometrie-eigenschaften	Toleranzfeld		Außenabmessungen		
	absolut	relativ	Mindest.	Istmaß	Höchst.
Leiterbreite	$\pm 0,050 \text{ mm}$	$(\pm 1,1 \%)$	4,66 mm	4,71 mm	4,76 mm
Isolation in Breite	$\pm 0,025 \text{ mm}$	$(\pm 0,5 \%)$	4,69 mm		4,73 mm
Leiterdicke	$\pm 0,030 \text{ mm}$	$(\pm 1,2 \%)$	2,65 mm	2,68 mm	2,71 mm
Isolation in Dicke	$\pm 0,025 \text{ mm}$	$(\pm 0,9 \%)$	2,66 mm		2,70 mm
Leiterkantenradius	$(\pm 0,17 \text{ mm})$	$\pm 25 \%$	0,62 mm	0,79 mm	0,96 mm

Einfluss der Drahtbreitentoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit

Die gemäß (DIN EN 60317-0-2, S. 8) zulässigen Abweichungen der tatsächlichen von den nominalen Leitermaßen betragen für Kupferflachdrähte mit einer Breite im Bereich von 3,15–6,30 mm auf die Breite des Leiters bezogen $\pm 0,050 \text{ mm}$. Hierdurch ergeben sich für den im Rahmen der Sensitivitätsanalysen betrachteten Referenzdraht mit einer tatsächlichen Außenbreite von 4,71 mm ein unteres Abmaß von 4,66 mm und ein oberes Abmaß von 4,76 mm. Die aus der numerischen Variation der Breite des Flachdrahtes resultierenden Abweichungen des Rückfederungswinkels vom Referenzprozess sind in Abbildung 5-22 für Stellwerte des Biegewinkels im Bereich von 5–90° dargestellt. Mit einem positiven Vorzeichen der Abweichung geht gegenüber dem numerischen Referenzprozess eine Zunahme der elastischen Rückfederung – d. h. eine Unterbiegung des Flachdrahtes – einher, mit einem negativen Vorzeichen hingegen eine abnehmende Rückfederung und somit eine Überbiegung.

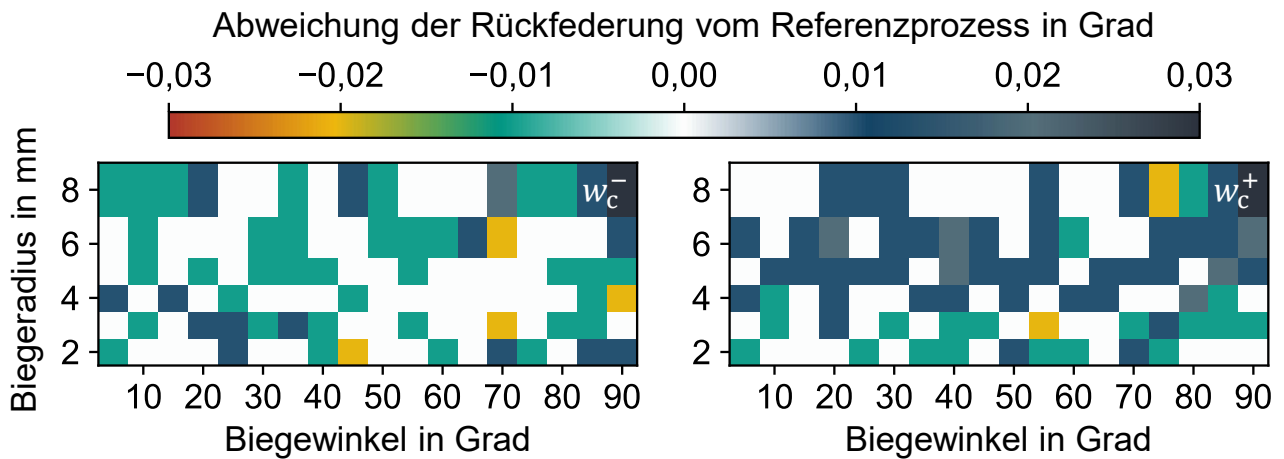


Abbildung 5-22: Einfluss der Drahtbreitentoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen für das Mindest- (links) und Höchstmaß (rechts)

Der aus der zulässigen Toleranz der Leiterbreite resultierende Effekt ist für eine Drahtbreite am unteren Ende des Toleranzfeldes (vgl. Abbildung 5-22, links) ebenso auf einen Bereich von $-0,02^\circ$ bis $0,03^\circ$ beschränkt wie für eine Drahtbreite am oberen Ende des Toleranzfeldes (rechts). Während eine verringerte Drahtbreite tendenziell zu einer Abnahme der elastischen Rückfederung führt, gehen mit einer Zunahme der Drahtbreite zunehmende Rückfederungseffekte einher; eine signifikante Abhängigkeit vom Biegewinkel konnte nicht nachgewiesen werden. Der geringe Einfluss der Drahtbreitentoleranz auf die mit dem Biegeprozess einhergehende Rückfederung kann mit dem hohen Plastifizierungsgrad des Kupferflachdrahtes im Bereich der Umformzone und dem moderaten Verfestigungsverhalten von Kupfer begründet werden. Die hauptsächlich bei großen Biegeradien zu beobachtenden Effekte sind auf den reduzierten Umformgrad in den Randfaserbereichen zurückzuführen, mit dem im Vergleich zu kleinen Biegeradien in einem großen Bereich der Umformzone signifikante elastische Dehnungsanteile einhergehen. Die aus der Veränderung der Leiterbreite resultierende Zu- bzw. Abnahme des Biegemomentes ist daher auf den elastischen Anteil des Biegemomentes bezogen verhältnismäßig groß. Mit einer Breite des Leiters am oberen Ende des Toleranzfeldes geht eine Zunahme des Biegemomentes und somit eine verstärkte elastische Rückfederung des Kupferflachdrahtes einher, die im Vergleich zum Referenzprozess zu einer Unterbiegung der Geometrielemente führt. Aus einer abnehmenden Drahtbreite resultiert hingegen eine geringfügige Überbiegung.

Einfluss der Drahtdickentoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit

Das Toleranzfeld der Leiterdicke ist für Flachdrähte mit einer Dicke des Leiters von bis zu 3,15 mm nach (DIN EN 60317-0-2, S. 8) auf $\pm 0,030$ mm beschränkt. Hieraus ergeben sich für den Referenzdraht mit einer tatsächlichen Außendicke von 2,68 mm ein unteres Abmaß von 2,65 mm und ein oberes Abmaß von 4,71 mm. Die im Rahmen der numerischen Variation der Dicke des Kupferflachdrahtes ermittelten Abweichungen des Rückfederungswinkels vom Referenzprozess sind in Abbildung 5-23 für Stellwerte des Biegewinkels von 5–90° dargestellt. Der Effekt der Leiterdickentoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit ist für eine Drahtdicke am unteren Ende des Toleranzfeldes (vgl. Abbildung 5-23, links) auf $-0,02$ – $-0,01$ ° beschränkt, am oberen Ende hingegen auf Überbiegungen von bis zu $-0,10$ ° (rechts).

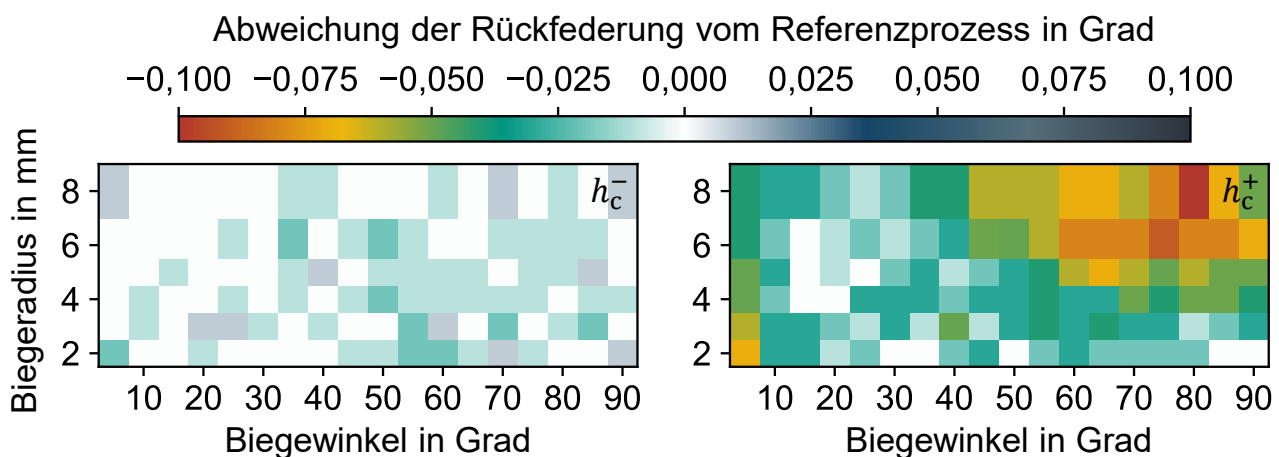


Abbildung 5-23: Einfluss der Drahtdickentoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen für das Mindest- (links) und Höchstmaß (rechts)

Da die mit einer abnehmenden Drahtdicke einhergehenden Abweichungen zum Referenzprozess betragsmäßig klein sind und über die analysierten Biegewinkel und Biegeradien hinweg unregelmäßig auftreten, sind diese als numerische Effekte anzusehen und somit zu vernachlässigen. Die aus einer Zunahme der Drahtdicke resultierende Überbiegung der Geometrielemente ist hingegen als signifikant anzusehen und weist nichtlineare Abhängigkeiten vom Biegewinkel auf. Aufgrund der im Wesentlichen mit großen Biegewinkeln einhergehenden Abnahme der Rückfederungseffekte ist von einer Wirkbeziehung zwischen der elastischen Rückfederung und der winkelabhängigen Querschnittsveränderung des Flachdrahtes in der Umformzone auszugehen. Diese führt in dem der Spannbacke bzw. der Spannfläche der Biegeform zugewandten Bereich der Umformzone in den Randfasern des Kupferflachdrahtes zu einer vom

Referenzprozess abweichenden Spannungsverteilung. Der für kleine Biegeradien inverse Effekt ist darauf zurückzuführen, dass signifikante Querschnittsveränderungen zunächst bei kleinen Biegeradien und erst für zunehmende Biegewinkel bei größeren Biegeradien mit geringeren Umformgraden im Bereich der Randfasern auftreten.

Einfluss der Kantenradientoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit

Die zulässigen Leiterkantenradien von Kupferflachdraht sind durch die (DIN EN 60317-0-2, S. 8) im Gegensatz zur Breite und Dicke nicht durch ein absolutes, sondern ein relatives Toleranzfeld von $\pm 25\%$ definiert. Hieraus ergeben sich für die Kantenradien des Referenzdrahtes bei einem mittleren Istwert des Außenradius von 0,79 mm ein unteres Abmaß von 0,62 mm und ein oberes Abmaß von 0,96 mm. Die mit der numerischen Variation der Kantenradien des Kupferflachdrahtes einhergehenden Abweichungen des Rückfederungswinkels vom Referenzprozess sind der Logik der vorherigen Abschnitte folgend in Abbildung 5-24 dargestellt.

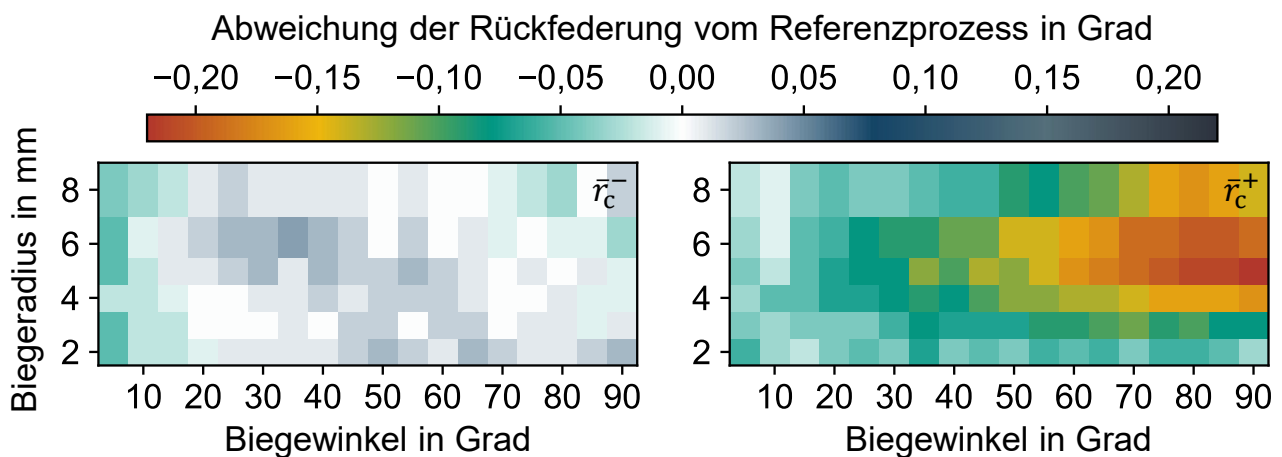


Abbildung 5-24: Einfluss der Drahtkantenradien auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen für das Mindest- (links) und Höchstmaß (rechts)

Der aus dem Toleranzfeld der Leiterkantenradien resultierende Effekt beträgt im Bereich des unteren Abmaßes $-0,05$ – $-0,04^\circ$ (vgl. Abbildung 5-24, links) und im Bereich des oberen Abmaßes $-0,22^\circ$ bis $-0,01^\circ$ (rechts). Die mit abnehmenden Leiterkantenradien einhergehende Tendenz der Zunahme von elastischen Rückfederungseffekten ist mit der zunehmenden Querschnittsfläche in den Randfaserbereichen des Kupferflachdrahtes zu erklären. Diese führt zu einer Zunahme des in der Umformzone wirkenden Biegemomentes und damit zu einer Unterbiegung der Geometrielemente. Im Gegensatz hierzu kann die mit einer Zunahme der Leiterkantenradien einhergehende Abnahme der Rückfederungseffekte durch die zunehmende Flächenpressung des

Kupferflachdrahtes in der Kontaktfläche zur Biegeform begründet werden. Die im Vergleich zum Referenzprozess um ca. 30 % gesteigerte Flächenpressung führt zu einer Zunahme der plastischen Deformation im Bereich der innenliegenden Randfasern, mit der eine asymmetrische Spannungsverteilung und damit eine Abnahme der elastischen Rückfederung einhergeht. Die Abhängigkeiten vom Biegewinkel und -radius sind durch die Größe der Umformzone und den Betrag des wirkenden Biegemomentes zu erklären. Das vor dem Hintergrund der elementaren Biegetheorie unerwartete Umformverhalten des Kupferflachdrahtes zeigt die Notwendigkeit des Einsatzes von numerischen Berechnungsmethoden zur Analyse von lokalen Wirkmechanismen im Biegeprozess von Hairpin-Steckspulen auf.

Einfluss der Isolationsschichtdickentoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit

Die zulässigen Schwankungen der Breiten- und Dickenzunahme von lackisoliertem Kupferflachdraht sind nach (DIN EN 60317-0-2, S. 10) für eine Isolationsbeschichtung vom Grad 2 auf $\pm 0,025$ mm beschränkt. Hieraus ergeben sich für die vom Grad 2 nach oben abweichende Sonderisolation des Referenzdrahtes mit einer Isolationsschichtdicke von $104 \mu\text{m}$ unter der Annahme einer gleichmäßigen Schichtdickenverteilung ein Mindestmaß von ca. $0,08$ mm und ein Höchstmaß von ca. $0,12$ mm. Die Isolationsschichtdicke wurde im Rahmen der numerischen Sensitivitätsanalyse unter Beibehaltung der tatsächlichen Leiterabmessungen dem im Abschnitt 5.1.2 eingeführten „Ansatz B“ folgend durch eine Adaption des der Schichtdicke entsprechenden Kontaktausgleiches der Biegewerkzeuge implizit variiert.

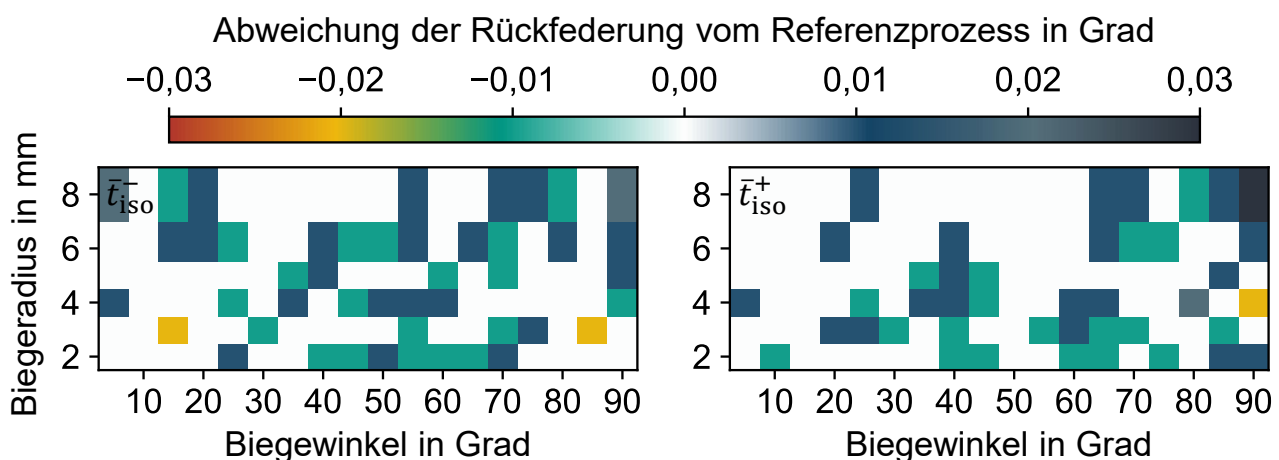


Abbildung 5-25: Einfluss der Isolationsschichtdicke auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen für das Mindest- (links) und Höchstmaß (rechts)

Wie in Abbildung 5-25 am geringen Betrag von $\pm 0,02^\circ$ und dem unregelmäßigen Auftreten der Abweichungen vom Referenzprozess zu erkennen ist, weist die Isolationschichtdicke im Bereich des zulässigen Toleranzfeldes keinen signifikanten Einfluss auf den Rückfederungseffekt von lackisoliertem Kupferflachdraht auf.

Einfluss von Werkstoffschwankungen auf die Fertigungsgenauigkeit

Über die geometrischen Eigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht hinaus wurde der Einfluss von hersteller- und chargenabhängigen Schwankungen der werkstoffspezifischen Materialeigenschaften auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen untersucht. Hierfür wurden die für den Referenzdraht gemäß Abschnitt 5.1 ermittelten Werkstoffeigenschaften (vgl. Tabelle 5-5 und Tabelle 5-6) unter Berücksichtigung der von (Wirth et al. 2020) aufgezeigten Chargenschwankungen um jeweils $\pm 10\%$ skaliert. Die mit der unabhängigen Variation des E-Moduls und der Fließkurve im Rahmen der numerischen Versuchsreihen einhergehenden Abweichungen der Rückfederungseffekte vom Referenzprozess sind in Abbildung 5-26 dargestellt.

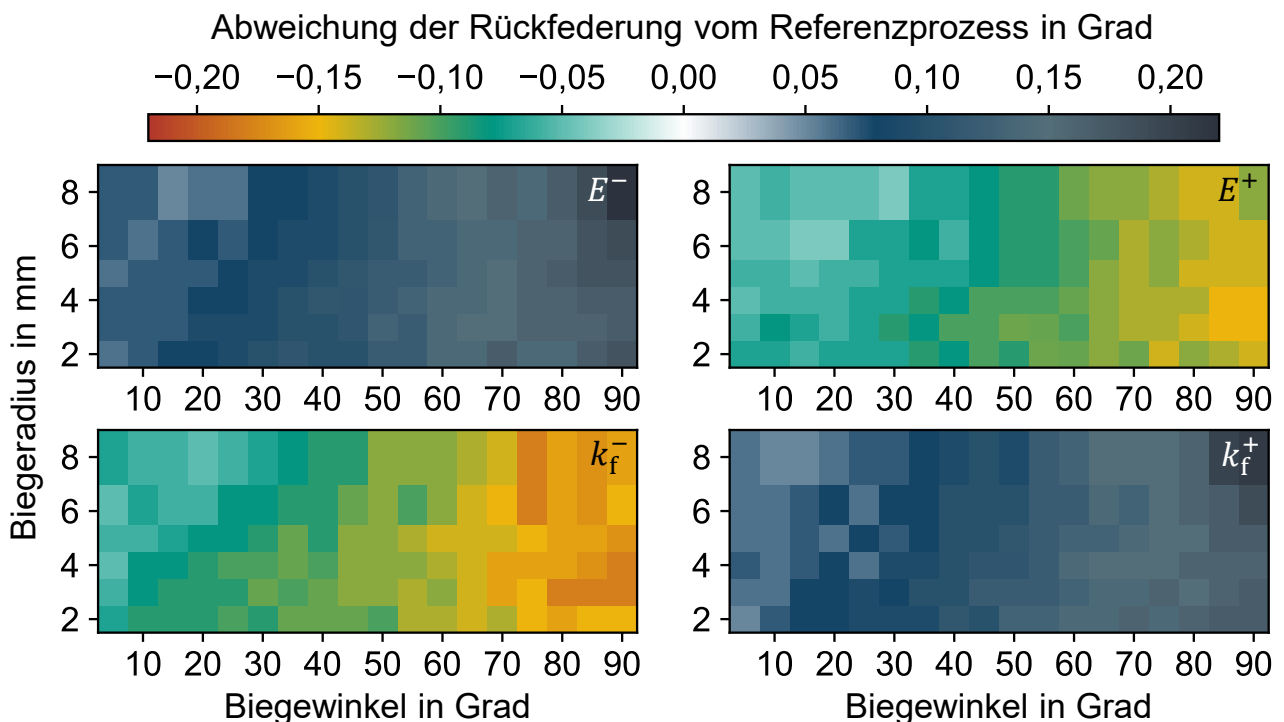


Abbildung 5-26: Einfluss des E-Moduls (oben) der Fließkurve (unten) als chargenabhängige Werkstoffeigenschaften von Kupferflachdraht auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen

Mit einer Abnahme des **E-Moduls** gehen im Vergleich zum Referenzprozess zunehmende Rückfederungseffekte und somit eine Unterbiegung der Geometrielemente um $0,05^\circ$ bis $0,22^\circ$ einher (vgl. Abbildung 5-26, oben, links). Aus einer Zunahme des E-Moduls resultiert hingegen eine Abnahme der elastischen Rückfederung um $-0,04^\circ$ bis $-0,15^\circ$ (oben, rechts). Die lineare Wirkbeziehung zwischen den durch die Variation der elastischen Werkstoffeigenschaften bedingten Abweichungen vom Referenzprozess und dem Biegewinkel kann durch den geometrieunabhängigen Einfluss des E-Moduls auf die Rückfederung und den näherungsweise linearen Verlauf der Biegekennlinie erklärt werden (vgl. Abschnitt 2.3.1). Die vom Biegewinkel abhängige Querschnittsveränderung wird im Wesentlichen von der Leitergeometrie beeinflusst, weshalb diese im Rahmen der vergleichenden Analyse vernachlässigbar ist.

Hinsichtlich der Variation der plastischen Werkstoffeigenschaften geht mit einer negativen Skalierung der **Fließkurve** – d. h. einer Abnahme der Streckgrenze und einem duktileren Umformverhalten des Flachdrahtes – eine Abnahme der Rückfederungseffekte um $-0,18^\circ$ bis $-0,05^\circ$ einher (vgl. Abbildung 5-26, unten, links). Aus einer zunehmenden Streckgrenze und Kaltverfestigung des Kupferflachdrahtes resultiert hingegen eine Unterbiegung der Geometrielemente um $0,05$ – $0,21^\circ$ (unten, rechts). Die charakteristische Wirkbeziehung zwischen dem Biegewinkel und der elastischen Rückfederung ist durch die näherungsweise lineare Abhängigkeit des Biegemomentes von den mit dem Biegeprozess einhergehenden Biegespannungen zu erklären, die vom Verlauf der Fließkurve und somit sowohl von der Streckgrenze als auch dem Verfestigungsverhalten des Kupferflachdrahtes abhängig sind (vgl. Abschnitt 2.3.1).

Einfluss von kombinierten Toleranzen auf die Fertigungsgenauigkeit

Da die zuvor unabhängig analysierten geometrie- und werkstoffspezifischen Schwankungen der Materialeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht im Produktionsbetrieb nicht isoliert auftreten, wurde im Rahmen einer weiteren Sensitivitätsanalyse der Einfluss von kombinierten Material- und Werkstofftoleranzen auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen untersucht. Hierfür wurden die zulässigen Toleranzen der Drahtbreite, -dicke und -kantenradien so kombiniert, dass diese Kupferflachdrähte mit der minimalen und maximalen Leiterfläche beschreiben. Ebenso wurden die elastischen und plastischen Werkstoffeigenschaften auf Grundlage der im Abschnitt 2.3.1 dargelegten Wirkbeziehungen so kombiniert, dass diese für Flachdrähte mit einer geringen bzw. großen Neigung zum Auftreten von Rückfederungseffekten

charakteristisch sind. Die durch die Variation der Materialeigenschaften bedingten Abweichungen vom Referenzprozess sind somit als obere und untere Schranken der im Produktionsbetrieb zu erwartenden Fertigungseinflüsse anzusehen.

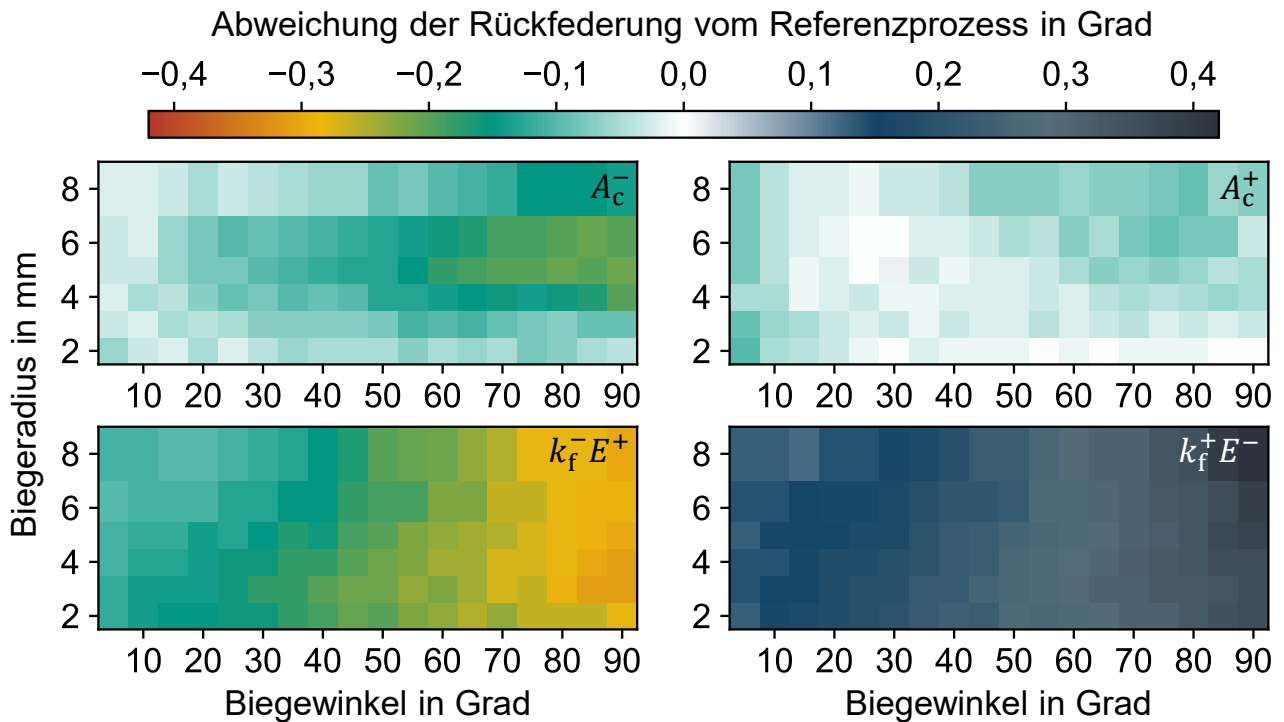


Abbildung 5-27: Einfluss geometrie- (oben) und werkstoffspezifischer (unten) Schwankungen der Qualitätseigenschaften von Kupferflachdraht auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen

Die aus der numerischen Variation der **Querschnittsfläche** resultierenden Abweichungen vom Referenzprozess sind in Abbildung 5-27 (oben) dargestellt. Mit einer Abnahme der Querschnittsfläche auf den Mindestquerschnitt des Leiters geht eine Überbiegung der Geometrielemente um $-0,02^\circ$ bis $-0,21^\circ$ einher (oben, links). Die abnehmenden Rückfederungseffekte sind mit der Zunahme der Flächenpressung im Bereich der innenliegenden Randfasern und einer damit verbundenen Asymmetrie der lokalen Spannungsverteilung im Zug- und Druckbereich der Umformzone zu erklären. Eine Zunahme der Querschnittsfläche führt bei großen Biegeradien und Biegewinkeln ebenfalls zu einer Abnahme der elastischen Rückfederung um bis zu $-0,10^\circ$, die durch den im Vergleich zum Referenzprozess erhöhten Plastifizierungsgrad und das zunehmende Flächenträgheitsmoment begründet werden kann (oben, rechts).

Darüber hinaus sind in Abbildung 5-27 (unten) die mit der Variation der Werkstoffeigenschaften einhergehenden Abweichungen vom Referenzprozess dargestellt. Eine Abnahme der **Streckgrenze** und der **Kaltverfestigung** führt in Kombination mit einem

zunehmenden **E-Modul** zu einer Überbiegung der Geometrielemente um $-0,10^\circ$ bis $-0,31^\circ$ (unten, links). Mit einer gegenläufigen Variation der elastischen und plastischen Werkstoffeigenschaften des Kupferflachdrahtes geht hingegen eine Zunahme der Rückfederungseffekte um $0,12$ – $0,42^\circ$ und somit eine Unterbiegung der Geometrielemente einher (unten, rechts). Die charakteristische Abhängigkeit der elastischen Rückfederung vom Biegewinkel ist analog zu den vorherigen Abschnitten durch den näherungsweise linearen Verlauf der Biegekennlinie von lackisoliertem Kupferflachdraht zu erklären (vgl. Abschnitt 2.3.1).

Zusammenfassung der Materialeinflüsse auf die Fertigungsgenauigkeit

Drahtbreite: geringer Einfluss bis $-0,02^\circ$ beim Mindest- und bis $0,03^\circ$ beim Höchstmaß; Plastifizierungsgrad der Umformzone und Werkstoffduktilität führen zu geringem Effekt,

Drahtdicke: geringer Einfluss bis $-0,02^\circ$ beim Mindest- und mittlerer Einfluss bis $-0,10^\circ$ beim Höchstmaß aufgrund winkel- u. krümmungsabhängiger Querschnittsdeformation,

Kantenradien: geringer Einfluss bis $0,04^\circ$ beim Mindest- und großer Einfluss bis $-0,22^\circ$ beim Höchstmaß aufgrund plastischer Deformation im Bereich der inneren Randfasern,

Isolationsschichtdicke: kein signifikanter Einfluss auf den Rückfederungseffekt,

Werkstoff: großer Einfluss bis $0,22^\circ$ von niedrigem bzw. $-0,15^\circ$ von hohem E-Modul, großer Einfluss bis $-0,18^\circ$ von negativer bzw. $0,21^\circ$ von positiver Skalierung der Fließkurve aufgrund Verschiebung der plastischen und elastischen Dehnungsanteile,

Toleranzkombination: große Einflüsse bis $-0,21^\circ$ bei Kombination von geometrischen Toleranzen; sehr große Einflüsse bis $0,42^\circ$ bei kombinierten Werkstofftoleranzen.

5.3.2 Einfluss von Maschinentoleranzen auf die Fertigungsgenauigkeit

Neben den geometrie- und werkstoffspezifischen Eigenschaften des Kupferflachdrahtes weisen die **Reibung** zwischen den Biegewerkzeugen und dem zu fertigenden Werkstück, die zur automatisierten Förderung des Kupferflachdrahtes notwendige Spielpassung der **Drahtführung** und deren axialer Abstand zur **Biegeform** sowie die Koaxialität der Biegeform zur **Biegeachse** einen Einfluss auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen auf. Die Wirkbeziehungen zwischen den maschinenspezifischen Einflussgrößen und der Rückfederung des Kupferflachdrahtes werden im Folgenden am Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ mittels numerischer Sensitivitätsanalysen analysiert.

Einfluss der Reibung auf die Fertigungsgenauigkeit

Die Reibung zwischen dem umzuformenden Kupferflachdraht und den zur Fertigung eingesetzten Biegewerkzeugen – der Drahtführung (Gegenhalter), der Spannbacke und der Biegeform – wird durch den Werkstoff und den Verarbeitungszustand der Primärisolation des Flachdrahtes, die Relativgeschwindigkeit, den Kontaktdruck sowie die u. a. von der Politur, dem Verschleiß- und Korrosionszustand abhängige Oberflächenqualität der Kontaktflächen beeinflusst. Da das numerische Prozessmodell auf der vereinfachenden Annahme eines geschwindigkeits- und druckunabhängigen Kontaktverhaltens der Biegewerkzeuge und des Kupferflachdrahtes basiert, wurden die Einflussgrößen nicht explizit modelliert, sondern unter dem statischen Reibwert $\mu_r = 0,10$ zusammengefasst. Um den Einfluss einer zunehmenden bzw. abnehmenden Reibung auf den Biegeprozess zu analysieren, wurde der Reibwert im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse in vier Stufen zwischen 0,20 und 0,01 variiert.

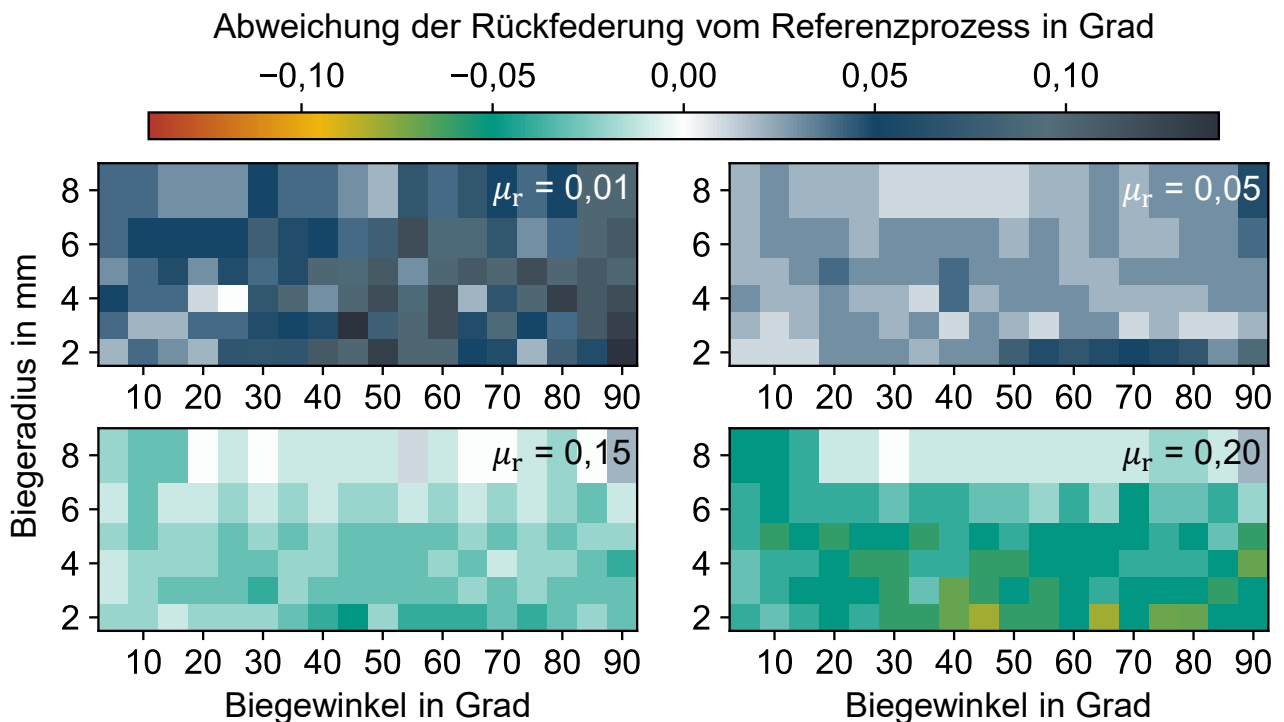


Abbildung 5-28: Einfluss der Reibung auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren

Wie in Abbildung 5-28 für einen Reibwert von $\mu_r = 0,01$ als theoretischem Grenzwert zu einem reibungsfreien Kontaktverhalten dargestellt (oben, links), geht mit einer verringerten Reibung zwischen den Biegewerkzeugen und dem Kupferflachdraht eine vom Biegewinkel und Biegeradius abhängige Zunahme der elastischen Rückfederung von

bis zu $0,14^\circ$ einher. Weiterhin resultiert aus einem Reibwert von $\mu_r = 0,05$ im Vergleich zum Referenzprozess ebenfalls eine Unterbiegung der Geometrielemente im Bereich von $0,01$ – $0,09^\circ$ (oben, rechts). Die mit einer **verringerten Reibung** einhergehende Zunahme der im Biegeprozess auftretenden Rückfederungseffekte ist mit einer Abnahme der im Rotationszugbiegeprozess auf den Kupferflachdraht wirkenden Zugspannungen und der damit einhergehenden Reduktion des Plastifizierungsgrades in der Umformzone zu erklären.

Eine Zunahme der Reibung führt hingegen wie in Abbildung 5-28 (unten) dargestellt zu einer Abnahme der Rückfederungseffekte des Kupferflachdrahtes mit der eine Überbiegung der Geometrielemente einhergeht. Hierbei sind für einen erhöhten Reibwert von $\mu_r = 0,15$ Abweichungen vom Referenzprozess von bis zu $-0,05^\circ$ (unten, links) und für einen Reibwert $\mu_r = 0,20$ von bis zu $-0,08^\circ$ zu beobachten (unten, rechts). Die mit einer **zunehmenden Reibung** einhergehende Abnahme der elastischen Rückfederungseffekte kann durch eine Zunahme der im Rotationszugbiegeprozess wirkenden Zugspannungen begründet werden, die zu einem erhöhten Plastifizierungsgrad des Kupferflachdrahtes in der Umformzone führen.

Einfluss der Drahtführungspassung auf die Fertigungsgenauigkeit

Darüber hinaus wurde der Einfluss der für eine automatisierte Förderung des Kupferflachdrahtes notwendigen Spielpassung der Drahtführung auf die Fertigungsgenauigkeit untersucht. Hierfür wurde die Passung der im Rotationszugbiegeprozess als Gegenhalter dienenden Drahtführung in einer numerischen Sensitivitätsanalyse im Vergleich zur Werkzeugkonfiguration des Referenzprozesses von $0,10$ mm um $\pm 0,05$ mm variiert. Um vergleichbare Rahmenbedingungen zu schaffen, wurde der parallele Abstand der Drahtführung von der Kontaktfläche der Biegeform in Abhängigkeit der Passung derart adaptiert, dass der bestehende Kontakt zwischen der Drahtführung und dem Bereich der Außenfasern des Kupferflachdrahtes beibehalten wurde.

Wie in Abbildung 5-29 dargestellt, ist der Einfluss der Drahtführungspassung auf die elastische Rückfederung des Kupferflachdrahtes sowohl für eine verringerte Spielpassung (links) als auch eine vergrößerte Spielpassung (rechts) auf einen vergleichsweise kleinen Betrag von $0,02^\circ$ beschränkt. Vor diesem Hintergrund ist der Einfluss der Drahtführungspassung auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren innerhalb des analysierten Wertebereiches als vernachlässigbar anzusehen.

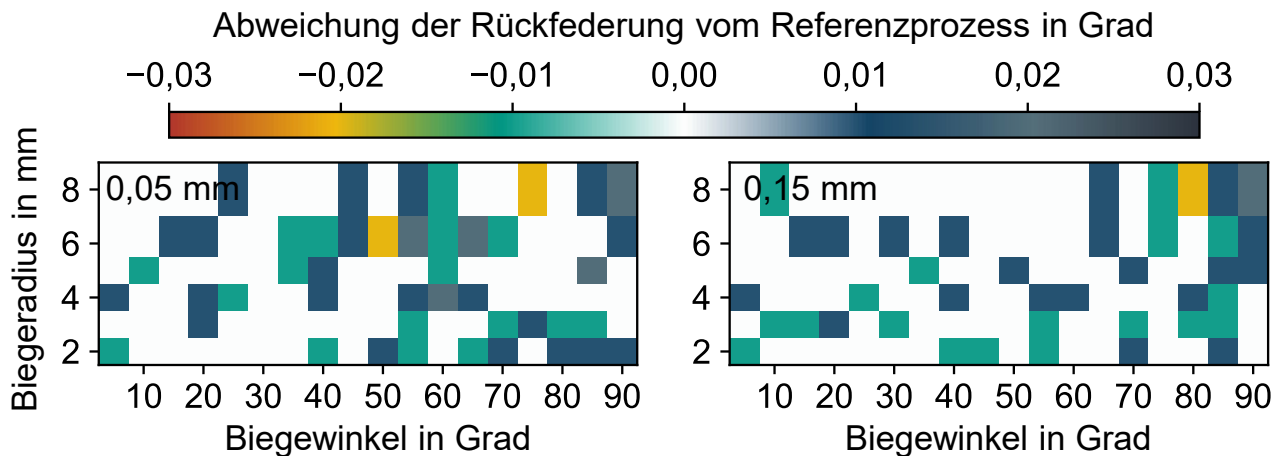


Abbildung 5-29: Einfluss der Drahtführungsabstände auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren

Einfluss des Drahtführungsabstands auf die Fertigungsgenauigkeit

Weiterhin wurde der maschinenspezifische Einfluss des axialen Abstands der Drahtführung von der Biegeform auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen untersucht. Hierfür wurde eine numerische Sensitivitätsanalyse hinsichtlich des mit einer Vergrößerung des Abstands um 0,2 mm, 0,5 mm, 1,0 mm und 2,0 mm einhergehenden Effektes auf die Rückfederung des Kupferflachdrahtes durchgeführt. Die durch die Variation des Abstands bedingten Abweichungen des resultierenden Biegewinkels der Geometrielemente vom Referenzprozess sind in Abbildung 5-30 dargestellt.

Mit einer **Zunahme des Drahtführungsabstands** um 0,2 mm gehen vergleichsweise kleine Abweichungen der Rückfederung zum Referenzprozess von $-0,05$ – $0,03^\circ$ einher (vgl. Abbildung 5-30, oben, links), wobei der Effekt sowohl für kleine Biegeradien mit großem Plastifizierungsgrad als auch für große Biegeradien mit einem hohen Anteil elastischer Dehnungen vernachlässigbar ist. Diesen Wirkbeziehungen folgend resultiert aus einer weiteren Zunahme des Drahtführungsabstands auf 0,5 mm eine zunehmende Abnahme der Rückfederungseffekte um bis zu $-0,07^\circ$ (oben, rechts). Ein um 1,0 mm vergrößerter Drahtführungsabstand führt im Vergleich zum Referenzprozess zu einer Überbiegung um bis zu $-0,14^\circ$ (unten, links), während eine Zunahme des axialen Abstands der Drahtführung um 2,0 mm Abweichungen von bis zu $-0,25^\circ$ bewirkt (unten, rechts). Das vornehmlich auf mittlere Biegeradien beschränkte und vom Biegewinkel unabhängige Auftreten der Effekte ist auf den vom Umformgrad der Umformzone abhängigen Dehnungszustand im Übergangsbereich zwischen der Drahtführung und der Biegeform zurückzuführen. Während mit großen Biegeradien aufgrund der

vergleichsweise geringen Umformgrade von ca. 20 % im Bereich der Randfasern bereits im Referenzprozess eine weitgehende Entlastung des Übergangsbereiches einhergeht, wird der Kupferflachdraht zwischen der Drahtführung und der Biegeform infolge der aus kleinen Biegeradien resultierenden Umformgrade von ca. 40 % auch bei einer Vergrößerung des Drahtführungsabstands im Wesentlichen plastisch belastet. Die für einen Drahtführungsabstand von 2,0 mm noch immer geringe, für kleine Biegeradien aber zunehmende Abweichung vom Referenzprozess lässt auf eine Zunahme des Effektes mit einer weiteren Vergrößerung des axialen Abstands der Drahtführung von der Biegeform schließen.

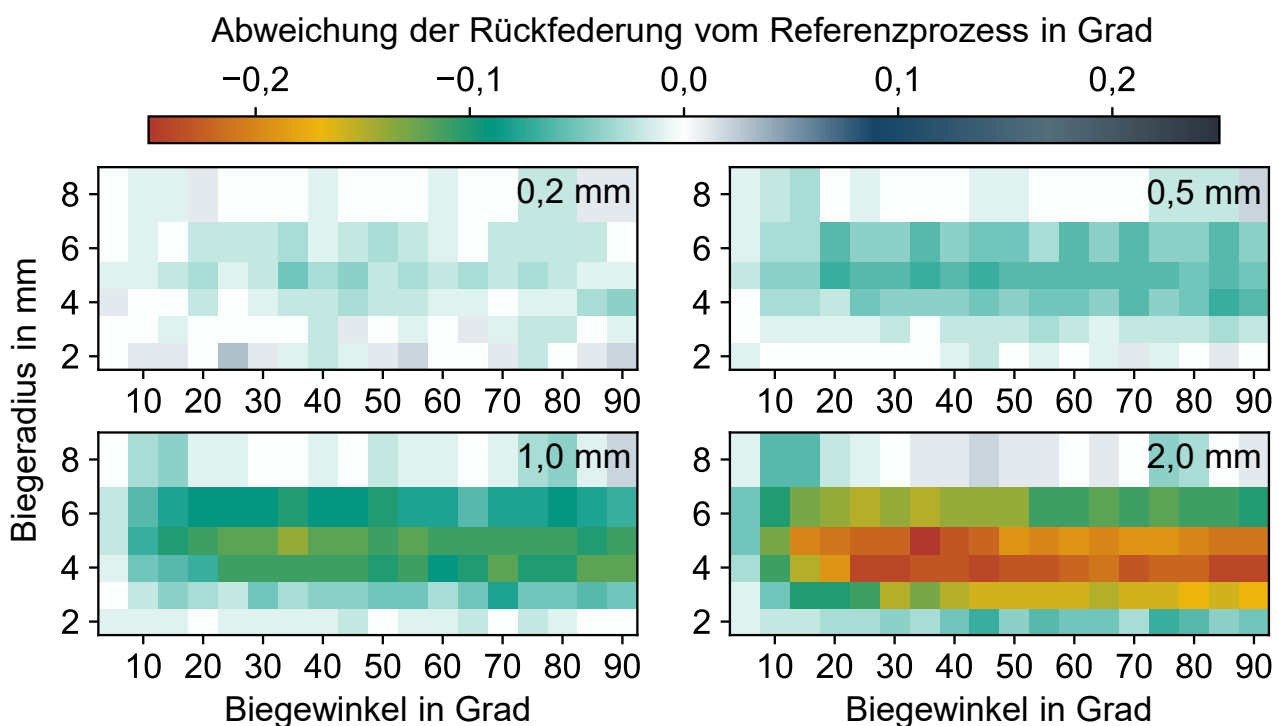


Abbildung 5-30: Einfluss des Drahtführungsabstands auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren

Einfluss der Koaxialität der Biegeachse auf die Fertigungsgenauigkeit

Über das Kontaktverhalten der Biegewerkzeuge und die Eigenschaften der Drahtführung hinaus weist die durch Fertigungs- und Montagetoleranzen bedingte Koaxialitätsabweichung der geometrischen Rotationsachse der Biegeform zur Biegeachse einen wesentlichen Einfluss auf den Rotationszugbiegeprozess auf. Vor diesem Hintergrund wurde die Biegeachse im Rahmen einer numerischen Sensitivitätsanalyse bezüglich des in Abbildung 5-19 eingeführten Koordinatensystems unter Beibehaltung der Kontaktposition zum Kupferflachdraht um jeweils $\pm 0,1$ mm achsparallel in e_x und e_z

verschoben. Die durch die Variation der Biegeachseposition ermittelten Abweichungen des Rückfederungswinkels vom Referenzprozess sind in Abbildung 5-31 dargestellt.

Mit einer negativen Verschiebung der Biegeachse um $-0,1$ mm in e_x und somit in Richtung der Kontaktfläche von Biegeform und Kupferflachdraht geht im Vergleich zum Referenzprozess eine vom Biegewinkel abhängige Abnahme der Rückfederungseffekte von bis zu $-0,12^\circ$ einher (oben, links). Im Gegensatz hierzu resultiert aus einer positiven Verschiebung der Biegeachse um $0,1$ mm in e_x eine vom Biegewinkel und dem Biegeradius abhängige Zunahme der elastischen Rückfederung von bis zu $0,23^\circ$ (oben, rechts). Während die sinusförmige Abhängigkeit vom Biegewinkel auf geometrische Wirkbeziehungen zurückzuführen ist, kann der mit dem Biegeradius zunehmende Effekt mit der für große Biegeradien im Verhältnis größeren Abweichung des Spannungs- und Dehnungszustands vom Referenzprozess erklärt werden. Mit einer Verschiebung der Biegeachse um $0,1$ mm in e_z geht aufgrund der charakteristischen Prozesskinematik eine mit einer Verschiebung der Biegeachse um $-0,1$ mm in e_x vergleichbare Abnahme der Rückfederungseffekte von bis zu $-0,11^\circ$ einher (unten, links). Aus einer negativen Verschiebung der Biegeachse um $-0,1$ mm in e_z resultiert hingegen eine Unterbiegung der Geometrielemente um $0,01$ – $0,25^\circ$ (unten, rechts).

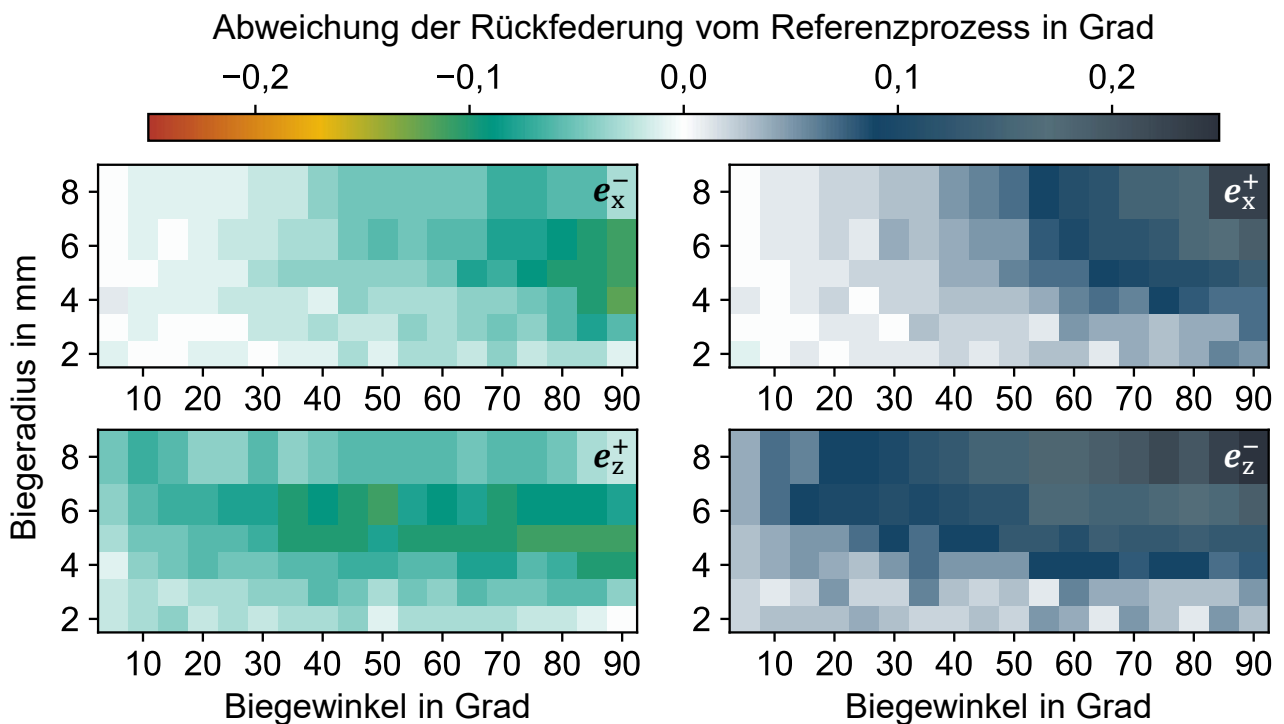


Abbildung 5-31: Einfluss der Biegeachseposition auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren

Vor dem Hintergrund des großen Effektes einer hinsichtlich des Betrags von 0,1 mm realistischen Verschiebung der Biegeachseposition auf die Rückfederung des Kupferflachdrahtes wurde unter der Annahme einer Achsverschiebung von $\pm 0,2$ mm eine weitere Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Hierbei konnte bei einer Verschiebung der Achsposition um -0,2 mm in e_x bzw. 0,2 mm in e_z eine im Vergleich zum Referenzprozess signifikante Abnahme der Rückfederungseffekte von bis zu ca. $0,2^\circ$ nachgewiesen werden. Aus einer der Kontaktfläche entgegengerichteten Verschiebung der Achsposition um 0,2 mm in e_x bzw. -0,2 mm in e_z resultiert hingegen eine Zunahme der elastischen Rückfederung von bis zu ca. $0,5^\circ$.

Der von der Wirkrichtung der Achsverschiebung abhängige Effekt ist durch die negative (Verschiebung der Biegeachse in Richtung der Kontaktfläche) und positive (Verschiebung der Biegeachse entgegen der Kontaktfläche) Überlagerung der aus der lateralen Verschiebung der Biegeform resultierenden Dehnungen mit dem durch den Rotationszugbiegeprozess bedingten Dehnungszustand des Kupferflachdrahtes zu erklären.

Zusammenfassung der Maschineneinflüsse auf die Fertigungsgenauigkeit

Reibung: mittlerer Einfluss bis $0,14^\circ$ bei minimaler und bis $-0,08^\circ$ bei maximaler Reibung aufgrund Ab- bzw. Zunahme der prozessbedingten Zugspannungen und einhergehender Veränderungen des Plastifizierungsgrades in der Umformzone,

Drahtführungspassung: kein signifikanter Einfluss auf den Rückfederungseffekt bei Beibehaltung des Kontaktes zwischen Führung und Draht im Bereich der Außenfasern,

Drahtführungsabstand: kleiner Einfluss bis $-0,05^\circ$ bei minimaler sowie großer Einfluss bis $-0,25^\circ$ bei maximaler Abstandszunahme; Abhängigkeit des Effektes vom Dehnungszustand zwischen Drahtführung und Biegeform – Wechselwirkung zum Biegeradius,

Koaxialität der Biegeachse: mittlerer Einfluss bis $-0,12^\circ$ bei Verschiebung der Biegeachse um 0,1 mm zur Spannbacke mit geometriebedingter Winkelabhängigkeit, großer Einfluss bis $0,25^\circ$ bei Verschiebung in Gegenrichtung; Verdoppelung des Effektes auf ca. $-0,20^\circ$ bzw. $0,50^\circ$ bei gleichartigen Achsverschiebungen um 0,2 mm.

5.3.3 Analyse von Produkt-Prozess-Wechselwirkungen

Die geometrischen Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen resultieren aus den grundlegenden Wechselwirkungen zwischen den zur Gestalterzeugung eingesetzten Biegeverfahren, den statischen und dynamischen Prozesssteuergrößen sowie den

Eigenschaften des Kupferflachdrahtes und werden durch material- und maschinenspezifische Störgrößen beeinflusst (Fleischer et al. 2021a). Neben den mit der Formgebungsgenauigkeit einhergehenden Geometriefehlern weisen auch durch **umformtechnische Wirkmechanismen** bedingte Veränderungen der lokalen Querschnittsgeometrie des Kupferflachdrahtes eine Abhängigkeit vom Biegeprozess auf.

Vor diesem Hintergrund wurden im Rahmen der Forschungsarbeiten auf Grundlage des im Abschnitt 5.2 eingeführten Prozessmodells numerische Versuchsreihen zur Analyse von Produkt-Prozess-Wechselwirkungen im Kontext der sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen durchgeführt. Am Beispiel des Rotationszugbiegeverfahrens wurden hierbei sowohl **Rückfederungseffekte** als auch prozessbedingte Veränderungen der **Querschnittsgeometrie** in Abhängigkeit der für die Gestalterzeugung relevanten Steuergrößen und Eigenschaften des Kupferflachdrahtes untersucht. Die spezifische Vorgehensweise und identifizierten Produkt-Prozess-Wechselwirkungen werden in den nachfolgenden Abschnitten dargelegt.

Annahmen, Randbedingungen und statistische Versuchsplanung

Um eine effiziente Analyse der für aktuelle Produktgenerationen relevanten Ausprägungen der charakteristischen Geometriemerkmale sicherzustellen, wurde unter Berücksichtigung der gemäß (DIN EN 60317-0-2, S. 9) zu bevorzugenden Abmessungen von Kupferflachleitern ein **vollfaktorieller Versuchsplan** erarbeitet. Der Versuchsplanung liegen darüber hinaus Annahmen hinsichtlich des Stands der Technik entsprechender Beschränkungen der **Breite** und **Dicke** des Flachleiters von $2,00 \text{ mm} \leq w_c \leq 6,30 \text{ mm}$ bzw. $1,12 \text{ mm} \leq h_c \leq 4,50 \text{ mm}$ zugrunde. Weiterhin wurde das Aspektverhältnis auf einen für Hairpin-Wicklungen relevanten Bereich von $1,2 \leq a_c \leq 4,0$ beschränkt. Aufgrund der ähnlichen Eigenschaften dem Stand der Technik entsprechender Kupferflachdrähte wurden für den Leiterkantenradius und die Isolationsschichtdicke konstante Abmessungen von 0,5 mm bzw. 100 μm angenommen. Um nichtlineare Einflüsse der umformtechnischen Wirkmechanismen auf die geometrischen Eigenschaften der Geometrielemente zu erfassen, wurden in dem in Tabelle 5-8 dargestellten Versuchsplan sechs Faktorstufen des **Biegewinkels** von 15°, 30°, 45°, 60°, 75° und 90° berücksichtigt sowie der **Biegeradius** der Biegeform in Abhängigkeit der Drahtbreite auf Basis von vier Faktorstufen in drei Geometrieclustern zwischen 2 mm und 8 mm variiert. Die hervorgehobenen Kombinationen stellen charakteristische Querschnittsgeometrien der drei Geometriecluster bzw. des breiten- und dickenspezifischen Merkmalsraums dar.

Tabelle 5-8: Versuchsplan zur Analyse von Produkt-Prozess-Wechselwirkungen in Abhängigkeit der Breite und Dicke des Kupferflachleiters

		Dicke des Kupferflachleiters													
		mm	1,12	1,25	1,40	1,60	1,80	2,00	2,24	2,50	2,80	3,15	3,55	4,00	4,50
Breite des Kupferflachleiters	2,00	A	A	A	A										
	2,24	A	A	A	A	A									
	2,50	A	A	A	A	A	A								
	2,80	A	A	A	A	A	A	A							
	3,15	A	A	A	A	A	A	A	A						
	3,55	A	A	A	A	A	A	A	A	A					
	4,00	B	B	B	B	B	B	B	B	B	B				
	4,50		B	B	B	B	B	B	B	B	B	B			
	5,00			C	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C	
	5,60				C	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C
	6,30				C	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C
Geometriecluster A $R_w = 2, 4$ und 6 mm					Geometriecluster B $R_w = 2, 4, 6$ und 8 mm					Geometriecluster C $R_w = 4, 6$ und 8 mm					

Die auf Basis der numerischen Versuchsreihen identifizierten Wechselwirkungen von Produkt und Prozess werden in den folgenden Abschnitten bezüglich der Rückfederung und Querschnittsveränderung des Kupferflachdrahtes diskutiert; eine grafische Darstellung der Ergebnisse kann den Anhängen A9, A10 und A11 entnommen werden.

Analyse von Rückfederungseffekten in Abhängigkeit der Drahtbreite und -dicke

Die Rückfederung metallischer Werkstoffe verhält sich im Gültigkeitsbereich der elementaren Biegetheorie proportional zum Biegemoment und weist eine reziproke Abhängigkeit vom **E-Modul** sowie dem axialen **Flächenträgheitsmoment** des Werkstücks in der Biegeebene auf (vgl. Gleichung 2-2). Beim Hochkantbiegen von Kupferflachdraht ist hinsichtlich des Flächenträgheitsmomentes eine lineare Antiproportionalität von der Drahtdicke und eine kubische von der Drahtbreite zu erwarten (vgl. Gleichung 5-3). Des Weiteren bestehen nichtlineare Wirkbeziehungen zwischen den geometrischen Eigenschaften des Kupferflachdrahtes und dem mit dem Umformprozess einhergehenden **Biegemoment**. Die Abhängigkeit des Biegemomentes von der Drahtbreite kann unter Berücksichtigung des charakteristischen Verfestigungsverhaltens duktiler Werkstoffe nach unten durch eine quadratische (ideal plastisches Materialverhalten) und nach oben durch eine kubische Proportionalität (linear verfestigendes

Materialverhalten) abgeschätzt werden. Weiterhin besteht zwischen der Drahtdicke und dem Biegemoment eine lineare Abhängigkeit. Vor diesem Hintergrund ist für Geometrielemente mit hinreichend großen Biegeradien bei einer Zunahme der Drahtbreite von einer Abnahme der durch eine reziproke Wirkbeziehung beschränkten **Rückfederungseffekte** auszugehen. Eine Veränderung der Drahtdicke weist hingegen keinen Einfluss auf das charakteristische Rückfederungsverhalten auf. Um den automobilen Bauraum- und Kostenanforderungen zu entsprechen, werden in elektrischen Traktionsmotoren jedoch Hairpin-Steckspulen mit kleinen Biegeradien im Bereich der Drahtbreite eingesetzt, womit in der Umformzone mehrdimensionale Dehnungszustände und eine Deformation der Querschnittsgeometrie einhergehen. Wie in den vorherigen Abschnitten dargelegt, weist die Rückfederung zudem eine Abhängigkeit von der Reibung zwischen dem Kupferflachdraht und den zur Umformung eingesetzten Biegewerkzeugen auf. Die aus der elementaren Biegetheorie abgeleiteten Wirkbeziehungen sind daher im Kontext der Hairpin-Technologie nur eingeschränkt gültig, weshalb diese im Folgenden auf Basis **numerischer Versuchsreihen** bewertet werden.

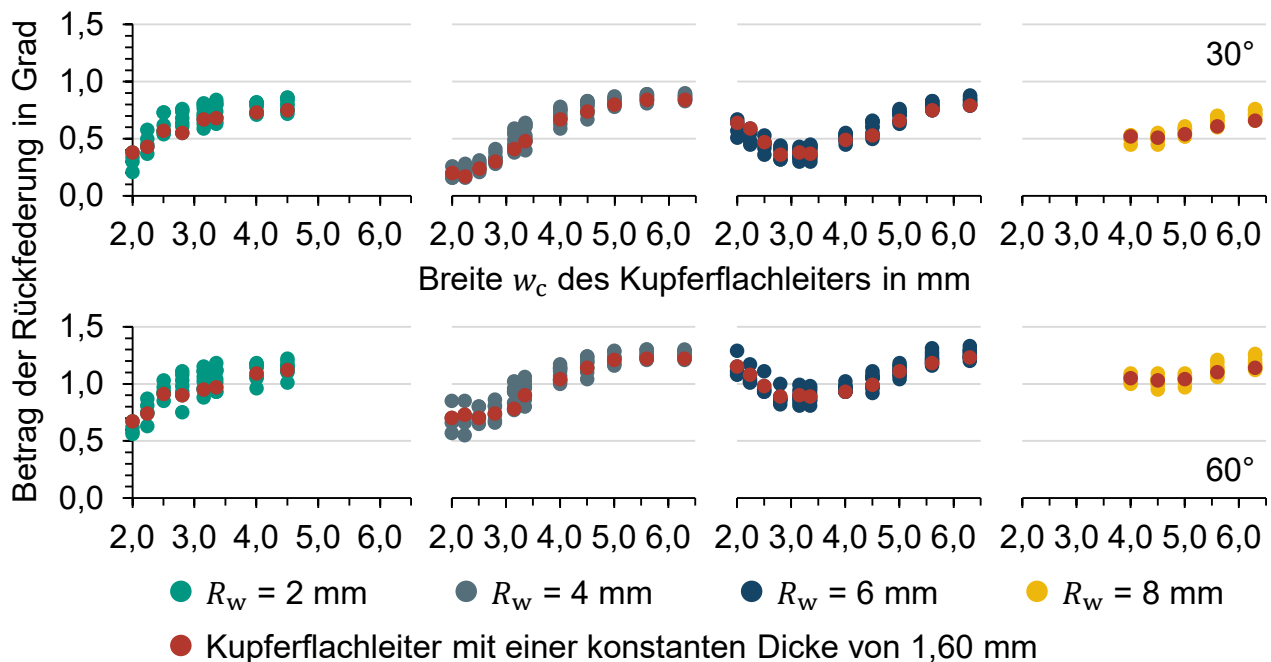


Abbildung 5-32: Einfluss der Breite des Kupferflachleiters auf die elastische Rückfederung von lackisoliertem Flachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

Abbildung 5-32 zeigt den Betrag der Rückfederung der gemäß dem Versuchsplan (vgl. Tabelle 5-8) analysierten Drahtgeometrien in Abhängigkeit der spezifischen **Breite des Flachleiters** w_c von 2,00–6,30 mm für vier Biegeradien von 2–8 mm sowie Stellwerte des Biegewinkels von 30° (oben) und 60° (unten) auf. Die hervorgehobenen

Datenpunkte stellen die Wirkbeziehung für einen Kupferflachdraht mit einer konstanten Leiterdicke von 1,60 mm und zunehmendem Aspektverhältnis dar.

Eine Zunahme der **Drahtbreite** führt bei einem Biegeradius von 2 mm über alle Drahtdicken hinweg zu einer Zunahme der Rückfederungseffekte, die für große Aspektverhältnisse in ein asymptotisches Verhalten übergeht. Bei einem Biegeradius von 4 mm ist für kleine Drahtbreiten nur eine geringfügige Zunahme der Rückfederung zu beobachten, die ab einer Breite des Kupferleiters von ca. 3,15 mm eine dem Biegeradius von 2 mm ähnliche Wirkbeziehung aufweist. Im Gegensatz hierzu geht mit einem Biegeradius von 6 mm für kleine Biegeradien eine Abnahme der Rückfederungseffekte einher, die den auf der elementaren Biegetheorie basierenden Annahmen entspricht. Die Wirkbeziehung ist hierbei im Vergleich zum Biegeradius von 4 mm um ca. 1 mm hin zu größeren Drahtbreiten verschoben. Bei einem Biegeradius von 8 mm resultiert im dargestellten Bereich von 5,0–6,3 mm aus einer zunehmenden Drahtbreite eine geringfügige Zunahme der Rückfederung. Die nichtlineare Wechselwirkung zwischen dem Biegeradius, der Drahtbreite und den aus den elastischen Dehnungsanteilen resultierenden Rückfederungseffekten ist durch die mit großen Krümmungen einhergehende Veränderung der Querschnittsgeometrie des Kupferflachdrahtes zu erklären, die im nachfolgenden Abschnitt untersucht wird. Des Weiteren besteht zwischen den sechs analysierten Biegewinkeln im Bereich von 15–90° und der Rückfederung des Kupferflachdrahtes eine näherungsweise lineare Wirkbeziehung, die den aus der elementaren Biegetheorie abgeleiteten Annahmen entspricht. Signifikante Wechselwirkungen zwischen dem Biegewinkel und der Drahtbreite sind hingegen nicht zu beobachten.

In Anlehnung an die eingeführte Vorgehensweise zeigt Abbildung 5-33 die Wirkbeziehung zwischen dem Betrag der Rückfederung und der im Rahmen der numerischen Versuchsreihen analysierten **Dicke des Flachleiters** h_c von 1,12–4,50 mm für Biegeradien von 2–8 mm sowie Stellwerte des Biegewinkels von 30° (oben) und 60° (unten) auf. Wie der dem Versuchsplan entsprechenden Verteilung der Datenpunkte und dem näherungsweise konstanten Verlauf der für einen Kupferflachdraht mit einer Leiterbreite von 4,00 mm hervorgehobenen Wirkbeziehung zu entnehmen ist, weist die **Drahtdicke** keinen wesentlichen Einfluss auf die elastische Rückfederung auf. Des Weiteren bestehen sowohl zwischen der Drahtdicke und den betrachteten Biegewinkeln von 15–90° als auch den vier Biegeradien keine signifikanten Wechselwirkungen.

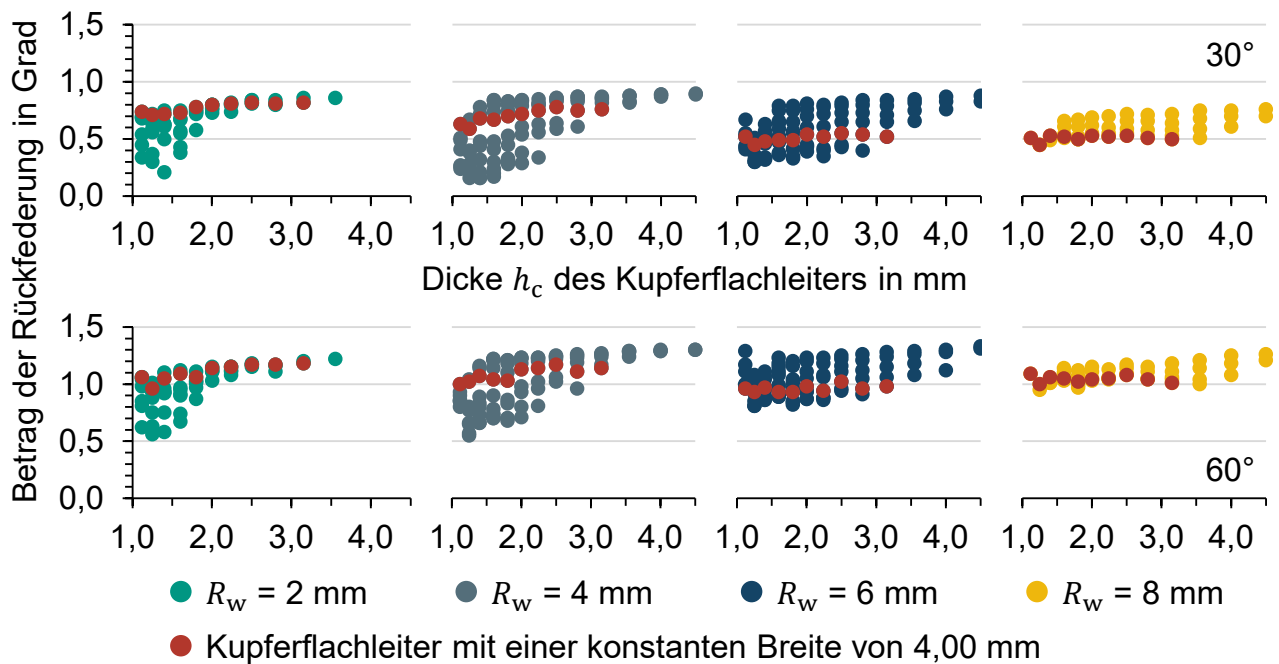


Abbildung 5-33: Einfluss der Dicke des Kupferflachleiters auf die elastische Rückfederung von lackisoliertem Flachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

Vor dem Hintergrund der geometrischen Wirkbeziehungen ist in Abbildung 5-34 der Einfluss des **Aspektverhältnisses** α_c der Leiterbreite zur Leiterdicke auf den Betrag der elastischen Rückfederung von lackisoliertem Kupferflachdraht für vier Biegeradien von 2–8 mm sowie exemplarische Biegewinkel von 30° (oben) und 60° (unten) dargestellt. Die mit rautenförmigen Symbolen gekennzeichneten Datenpunkte stellen für die Geometriecluster A, B und C charakteristische Querschnittsgeometrien des Flachdrahtes dar, die in Tabelle 5-8 in Blau hervorgehoben sind. Die acht Datenpunkte umfassen Drahtgeometrien mit einer minimalen und maximalen Breite bzw. Dicke sowie relevante Randwerte und beschreiben die Einhüllende des relevanten Merkmalsraums. Mit der Wechselwirkung zwischen dem Biegeradius und der Drahtbreite geht eine Nichtlinearität der elastischen Rückfederungseffekte einher, aus der eine Verlagerung der Zusammenhänge für die charakteristischen Drahtgeometrien der Geometriecluster A und B resultiert. Die Wirkbeziehung zwischen dem Aspektverhältnis und der elastischen Rückfederung ist auf implizite Wechselwirkungen zur Drahtbreite zurückzuführen. So geht bei einem Biegewinkel von 30° und einem Biegeradius von 4 mm mit dem Rotationszugbiegeprozess eines Flachdrahtes der nominalen Querschnittsfläche $6,30 \times 1,60 \text{ mm}^2$ eine Rückfederung von $0,84^\circ$ einher, die trotz des abweichenden Aspektverhältnisses mit dem Rückfederungseffekt eines Flachdrahtes der nominalen Querschnittsfläche $6,30 \times 4,50 \text{ mm}^2$ von $0,90^\circ$ vergleichbar ist. Eine Verringerung der

Drahtbreite auf 2,24 mm führt hingegen bei einem identischen Aspektverhältnis zu einer Reduktion der elastischen Rückfederung auf 0,17°.

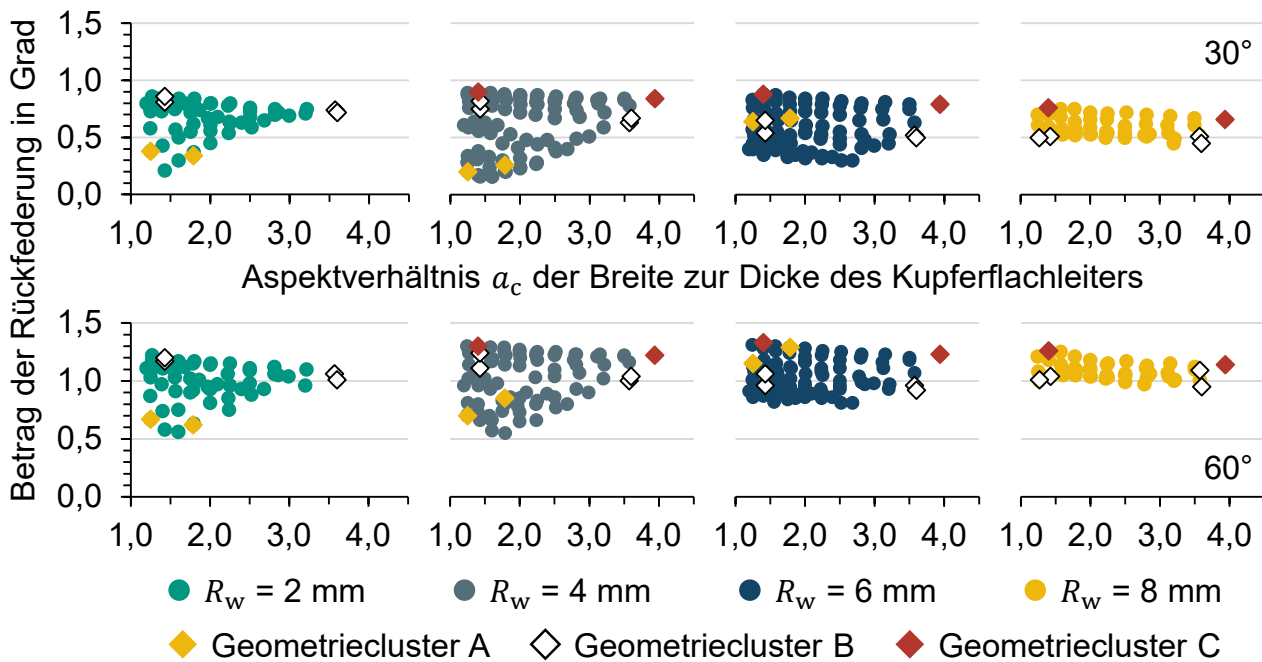


Abbildung 5-34: Einfluss des Aspektverhältnisses auf die elastische Rückfederung von lackisoliertem Flachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

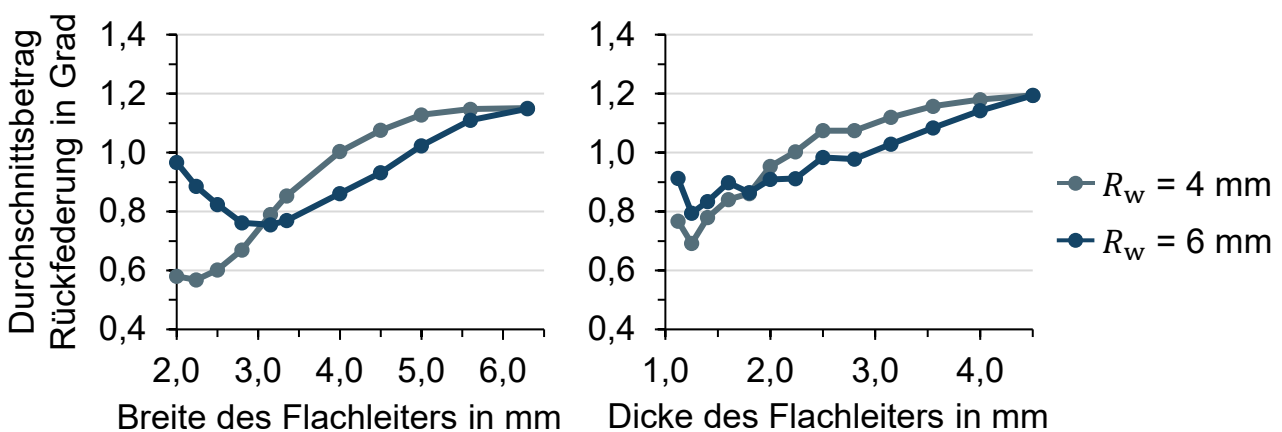


Abbildung 5-35: Einfluss der Wechselwirkungen zwischen dem Biegeradius und der Breite bzw. Dicke von Kupferflachdraht auf den Mittelwert der Rückfederung

Die Wirkbeziehung zwischen dem **Biegeradius** und der elastischen Rückfederung von lackisoliertem Kupferflachdraht ist in Abbildung 5-35 in Abhängigkeit der Drahtbreite und -dicke dargestellt. Um den Einfluss numerischer Effekte zu minimieren, zeigen die Graphen für Biegeradien von 4 mm und 6 mm über die analysierten Stellwerte des Biegewinkels von 15–90° hinweg den **mittleren Rückfederungseffekt** im breiten- bzw. dickenspezifischen Merkmalsraum des Versuchsplans (vgl. Tabelle 5-8, Hervorhe-

bungen in Grau) auf. Die vom Biegeradius der Biegeform abhängigen Effekte sind auf nichtlineare Wechselwirkungen mit der Breite des Kupferflachleiters zurückzuführen.

Die **Produkt-Prozess-Wechselwirkungen** im Kontext der **elastischen Rückfederung** von lackisolierten Kupferflachdrähten lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Breite des Flachleiters

- Abnahme der Rückfederung für kleine Drahtbreiten sowie große Biegeradien,
- Zunahme der Rückfederung für große Drahtbreiten sowie kleine Biegeradien,
- Wechselwirkungen mit dem Biegeradius der Biegeform.

Dicke des Flachleiters

- kein signifikanter Einfluss auf die elastische Rückfederung,
- keine Wechselwirkungen mit den betrachteten Einflussgrößen.

Biegeradius der Biegeform

- nichtlineare Abhängigkeit der Rückfederung vom Biegeradius,
- Wechselwirkung mit der Drahtbreite und Unabhängigkeit von der Drahtdicke.

Analyse der Querschnittsveränderung in Abhängigkeit der Drahtbreite und -dicke

Um eine kompakte Gestaltung des Wickelkopfes zu ermöglichen, weisen die charakteristischen Geometrielemente von Hairpin-Steckspulen meist kleine Biegeradien im Bereich der Drahtbreite auf. Hiermit gehen in der Umformzone **mehrdimensionale Dehnungszustände** einher, die zu einer Deformation der Querschnittsgeometrie führen. Die Breite und Dicke des zu Hairpin-Steckspulen umgeformten Kupferflachdrahtes entsprechen somit – im Widerspruch zur elementaren Biegetheorie – nicht mehr der nominalen Grundgeometrie. Die Querschnittsveränderung ist aufgrund der überwiegend plastischen Deformation näherungsweise **volumenerhaltend**, weshalb die nachfolgenden Analysen auf die prozessbedingten Veränderungen der Breite und Dicke des Flachleiters beschränkt sind. Die beiden Kenngrößen beschreiben die von der lokalen Krümmung abhängige **Hüllfläche** des nach dem Umformprozess trapezförmigen Leiters und stellen ein wichtiges Merkmal einer fertigungsgerechten Konstruktion von Hairpin-Wicklungen dar. Darüber hinaus ist die Veränderung der Querschnittsgeometrie bei der Auslegung von Mehrfachbiegungen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen mit dreidimensional gekrümmten Geometrielementen zu berücksichtigen.

Die Grundlage der im Folgenden diskutierten Analyseergebnisse stellen die im vorherigen Abschnitt eingeführten Versuchsreihen zum Rotationszugbiegen von Kupferflachdraht gemäß dem in Tabelle 5-8 dargelegten Versuchsplan dar. Im Gegensatz zur Untersuchung der elastischen Rückfederung wurde jedoch nicht der geometrische Verlauf der Profilmittellinie, sondern die **Veränderung der Querschnittsgeometrie** analysiert. Hierfür wurde das Segment der durch finite Elemente diskretisierten Drahtgeometrie mit dem kleinsten Abstand zum halben Sollwert des Biegewinkels aus dem mittleren Bereich der Umformzone extrahiert und auf Basis des die Profilmittellinie beschreibenden Koordinatensystems in die Ausgangskonfiguration transformiert. Des Weiteren wurden die durch umformtechnische Wirkmechanismen in Längsrichtung verschobenen Knoten des extrahierten Geometriesegmentes in die Tangentialebene der Ausgangskonfiguration projiziert und nach Ermittlung der konvexen Hülle ausgewertet.

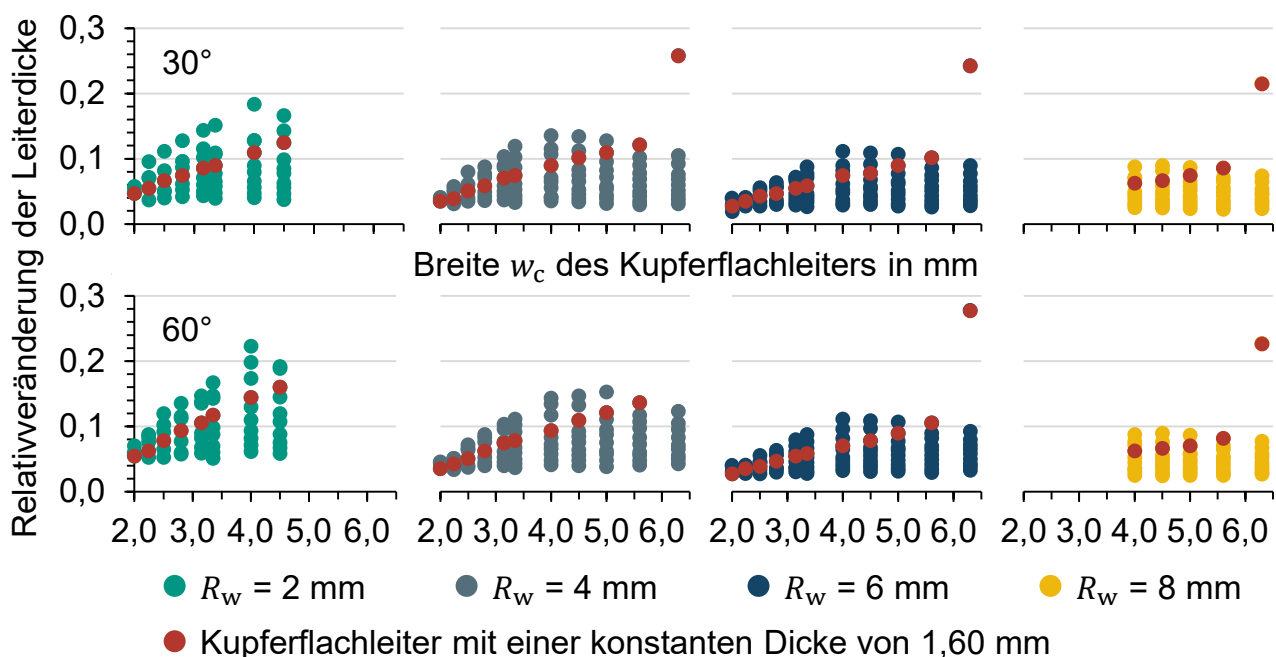


Abbildung 5-36: Einfluss der Drahtbreite auf die relative Veränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

Der Einfluss der **Leiterbreite w_c** auf die **Veränderung der Leiterdicke** im Vergleich zur spezifischen Ausgangsdicke des Kupferflachleiters – d. h. die technische Dehnung in Dickenrichtung – ist in Abbildung 5-36 für exemplarische Biegewinkel von 30° (oben) und 60° (unten) sowie vier Biegeradien von 2–8 mm dargestellt. Wie aus der in Rot hervorgehobenen Wirkbeziehung für Flachleiter mit einer konstanten Dicke von 1,60 mm abzuleiten ist, besteht zwischen der Drahtbreite und der prozessbedingten Zunahme der Leiterdicke eine näherungsweise lineare Abhängigkeit. Weiterhin geht

mit den Wechselwirkungen zum Biegeradius der Biegeform und dem Biegewinkel eine Zunahme der relativen Querschnittsveränderung für kleine Biegeradien und für große Biegewinkel einher. Die für Kupferflachleiter von 6,30 mm Breite auftretenden Ausreißer sind durch numerische Instabilitäten im Rahmen der Auswertung zu erklären.

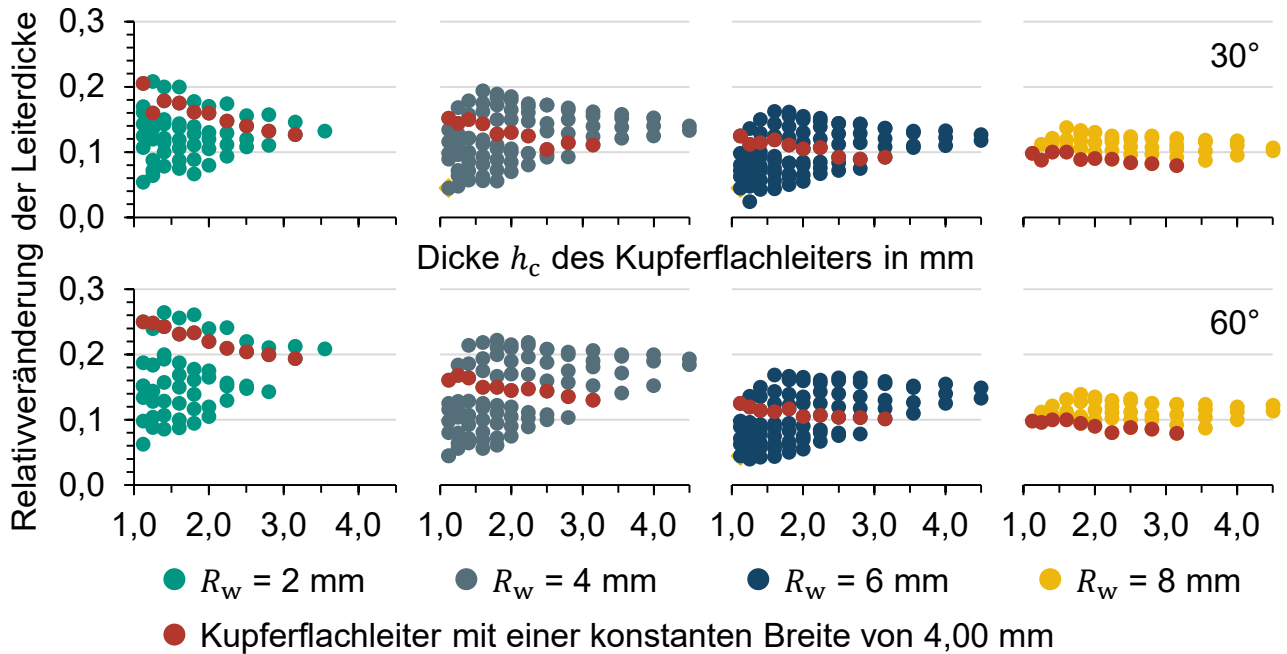


Abbildung 5-37: Einfluss der Drahtdicke auf die relative Veränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

Der eingeführten Methodik folgend zeigt Abbildung 5-37 den Einfluss der nominalen **Leiterdicke** h_c auf die relative **Veränderung der Leiterdicke** auf. Zwischen der prozessbedingten Zunahme der Drahtdicke und der Ausgangsdicke des Flachleiters besteht eine Antiproportionalität, die durch die mit einer zunehmenden Leiterdicke einhergehende Behinderung der Querdehnungen zu erklären ist. Wie der für Kupferflachleiter mit einer konstanten Breite von 4,00 mm in Rot hervorgehobenen Wirkbeziehung zu entnehmen ist, geht die Abhängigkeit für große Leiterdicken in ein asymptotisches Verhalten über. Weiterhin besteht ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen der prozessbedingten Zunahme der Leiterdicke und dem Biegeradius, der durch die mit dem Biegeprozess einhergehenden Umformgrade erklärt werden kann. Hierbei ist die Wirkbeziehung zwischen der Leiterdicke und der relativen Dickenzunahme für kleine Biegeradien stärker ausgeprägt als für große Biegeradien. Zudem ist eine Abhängigkeit der relativen Querschnittsveränderung vom Biegewinkel zu beobachten, die ab Stellwerten des Biegewinkels von ca. 60° in ein asymptotisches Verhalten übergeht. Die Wirkbeziehung zwischen der Veränderung der Leiterdicke und dem Biegewinkel

kann durch den abweichenden Anteil der dem Geometrieelement vor- und nachgelagerten Übergangsbereiche an der Umformzone und den hiermit einhergehenden Materialfluss in die Längsrichtung des Kupferflachdrahtes erklärt werden.

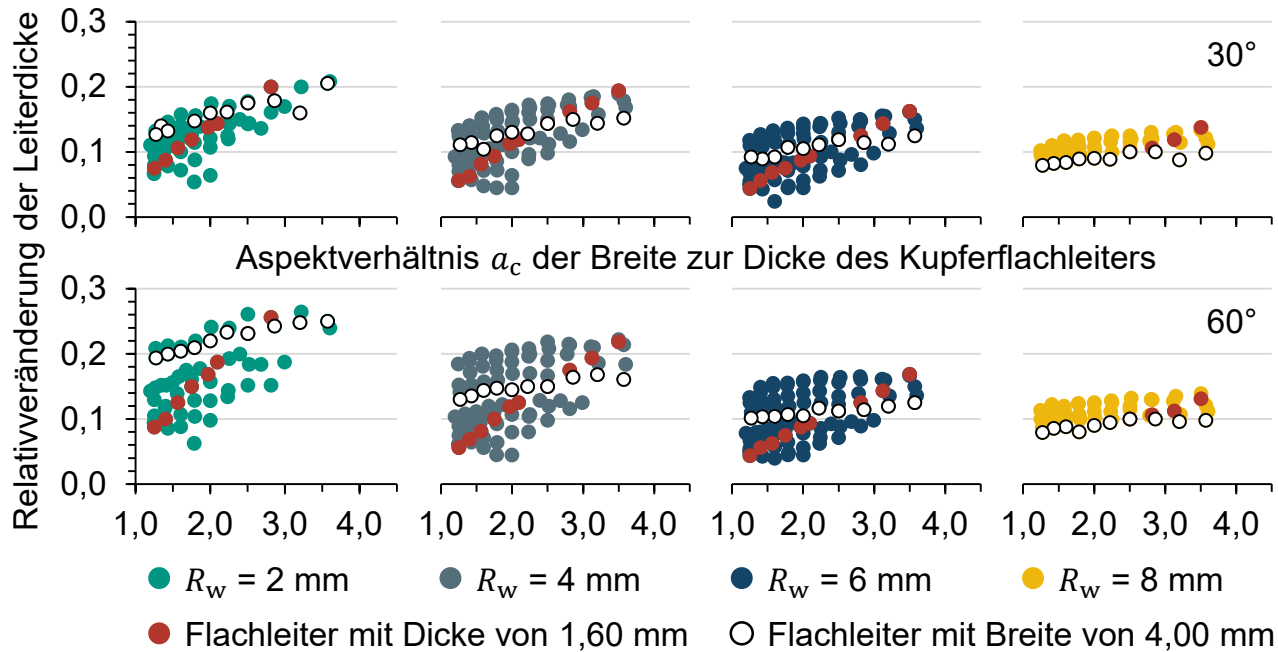


Abbildung 5-38: Einfluss des Aspektverhältnisses auf die relative Veränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

Vor dem Hintergrund der Wirkbeziehungen zwischen den geometrischen Abmessungen des Kupferflachleiters und der prozessbedingten Zunahme der Leiterdicke ist in Abbildung 5-38 der Einfluss des **Aspektverhältnisses** a_c auf die relative **Veränderung der Leiterdicke** dargestellt. Wie aufgrund der geometrischen Abhängigkeiten zu erwarten, besteht eine Wirkbeziehung zwischen der relativen Veränderung der Leiterdicke und dem Aspektverhältnis des Flachdrahtes, die Wechselwirkungen zum Stellwert des Biegewinkels und dem Biegeradius der Biegeform aufweist. Die hervorgehobenen Datenpunkte zeigen die spezifischen Wirkbeziehungen für Flachdrähte mit einer konstanten Leiterdicke von 1,60 mm bzw. einer konstanten Leiterbreite von 4,00 mm auf. Während mit einer konstanten Dicke des Flachleiters eine näherungsweise lineare Abhängigkeit der prozessbedingten Zunahme der Leiterdicke vom Aspektverhältnis einhergeht, ist der Effekt für Kupferflachdrähte mit einer konstanten Leiterbreite auf kleine Biegeradien beschränkt. Die Abhängigkeit der relativen Veränderung der Leiterdicke ist somit im Wesentlichen auf die zugrunde liegende Veränderung der Leiterbreite zurückzuführen und weist nur eine indirekte Abhängigkeit vom Aspektverhältnis auf.

Um die aus den Berechnungsergebnissen der numerischen Versuchsreihen abgeleiteten Wirkbeziehungen zu verifizieren, wurden **experimentelle Analysen** zur relativen **Veränderung der Drahtdicke** von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeprozess durchgeführt. Hierfür wurden die im Abschnitt 5.1.1 eingeführten Kupferflachdrähte mit nominalen Querschnittsflächen von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$, $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$ und $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$ mit dem im Abschnitt 6.4 beschriebenen Maschinenmodul zu vereinfachten Hairpin-Steckspulen mit drei Geometrieelementen umgeformt. Die drei Biegewinkel der ebenen Spulengeometrien betragen konstante 60° bzw. 75° , 30° und 75° ; die Biegeradien wurden zwischen 2 mm und 8 mm variiert. Die prozessbedingte Veränderung der Drahtdicke wurde mithilfe einer Bügelmessschraube (Messunsicherheit: $\pm 2 \text{ }\mu\text{m}$) an jeweils zehn Hairpin-Steckspulen taktil ermittelt und unter Einbeziehung der Isolationsbeschichtung auf die Dicke des lackisolierten Kupferflachdrahtes als Referenzgröße bezogen. Die Ergebnisse der experimentellen Versuchsreihen sind in Abbildung 5-39 für Biegewinkel von 60° und 75° dargestellt und bestätigen die zuvor dargelegten Wirkbeziehungen und Wechselwirkungen. Die Abweichungen zwischen den experimentellen und numerischen Versuchsergebnissen sind für vergleichbare Drahtgeometrien bei einem Biegewinkel von 60° auf einen Betrag von 2 % beschränkt.

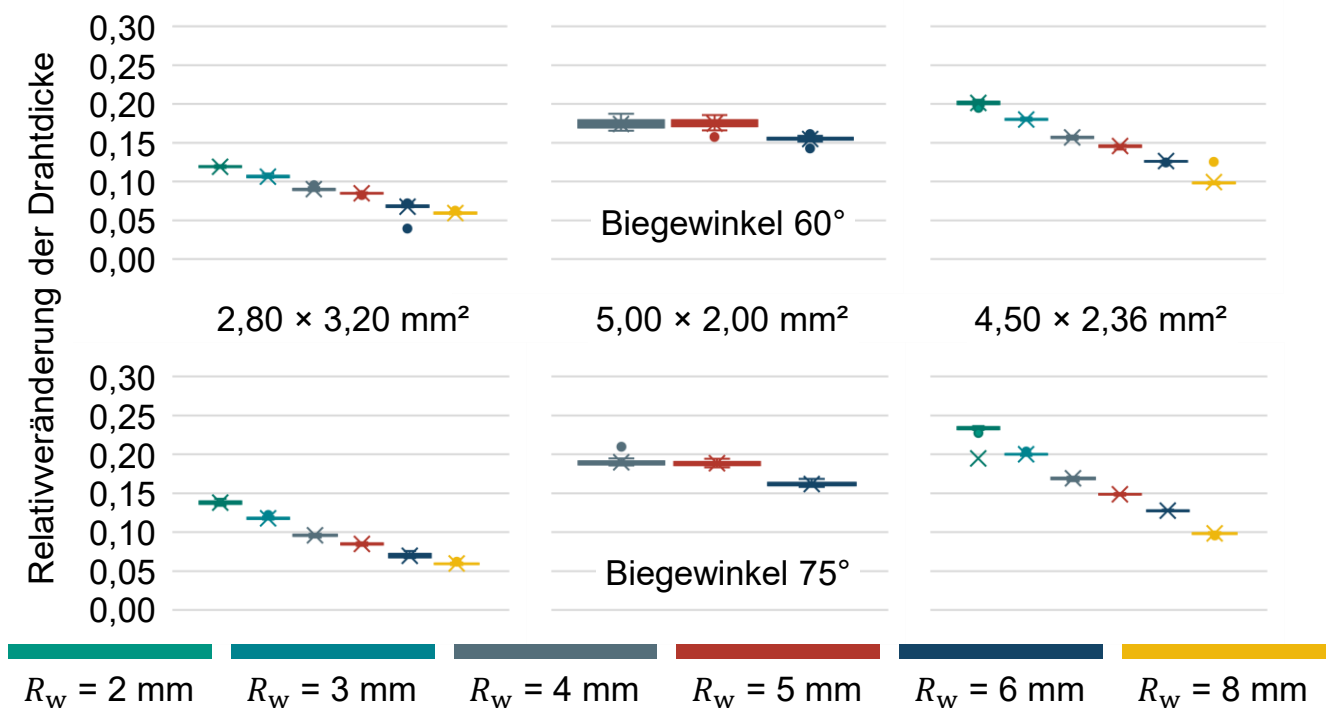


Abbildung 5-39: Einfluss des Biegeradius auf die relative Veränderung der Drahtdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeprozess

Darüber hinaus wurde auf Grundlage der Berechnungsergebnisse der numerischen Versuchsreihen der Einfluss der geometrischen Abmessungen des Kupferflachdrahtes auf die relative **Veränderung der Leiterbreite** im Rotationszugbiegeprozess analysiert. Aufgrund der vornehmlich plastischen und somit volumenerhaltenden Deformation ist die prozessbedingte Veränderung der Breite des Flachleiters der durch umformtechnische Wirkmechanismen bedingten Zunahme der Leiterdicke entgegengerichtet. Die Wirkbeziehung zwischen der nominalen **Leiterbreite** w_c und der prozessbedingten Abnahme der Leiterbreite ist in Abbildung 5-40 dargestellt, wobei die für Flachdrähte mit einer konstanten Leiterdicke von 1,60 mm bestehende Abhängigkeit in Rot hervorgehoben ist. Die in den Graphen enthaltenen Ausreißer sind auf numerische Instabilitäten der zur Auswertung der Berechnungsergebnisse eingesetzten Algorithmen zurückzuführen und daher zu vernachlässigen. Zwischen der nominalen Breite des Kupferflachleiters und der relativen Veränderung der Leiterbreite im Biegeprozess besteht über die betrachteten Biegewinkel und Biegeradien hinweg eine näherungsweise lineare Wirkbeziehung. Weiterhin ist eine Wechselwirkung zwischen dem Biegeradius der Biegeform und der relativen Veränderung der Leiterbreite zu beobachten, die auf die mit einer Zunahme des Biegeradius einhergehende Abnahme des Umformgrades im Bereich der Umformzone zurückzuführen ist.

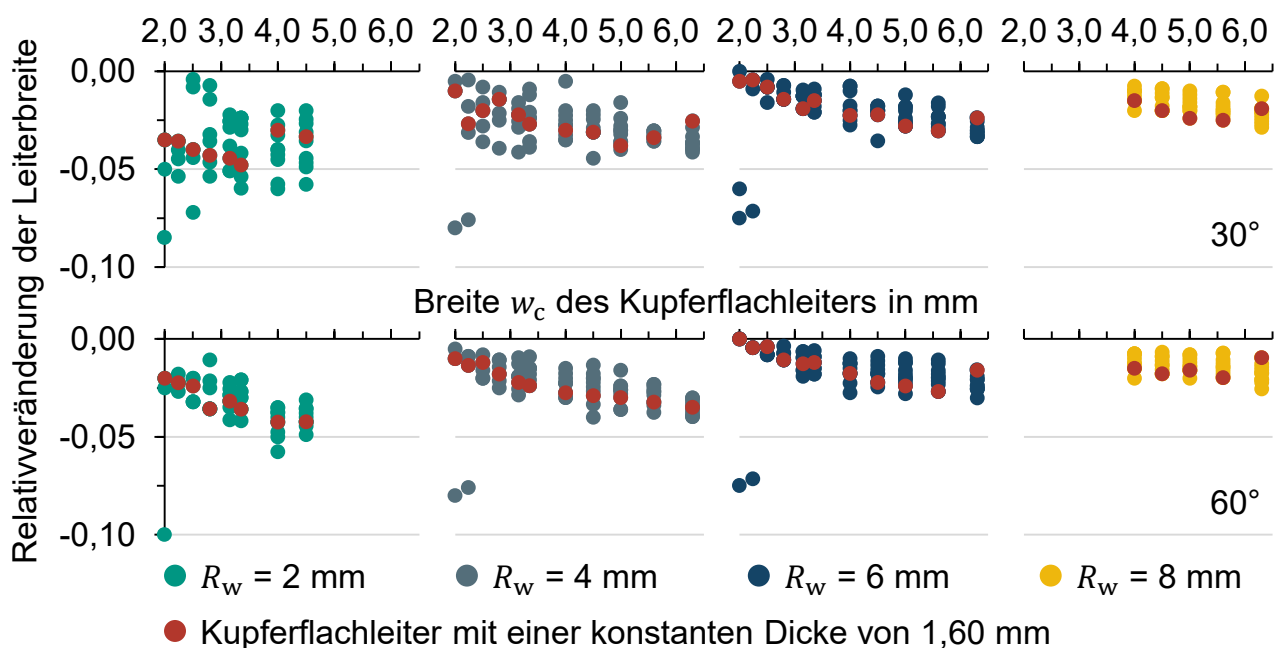


Abbildung 5-40: Einfluss der Drahtbreite auf die relative Veränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

Der Einfluss der **Leiterdicke** h_c auf die relative **Veränderung der Leiterbreite** ist der zuvor eingeführten Methodik folgend in Abbildung 5-41 dargestellt. Wie aus der für Flachleiter mit einer konstanten Breite von 4,00 mm in Rot hervorgehobenen Wirkbeziehung zu schließen ist, weist die relative Abnahme der Leiterbreite eine näherungsweise lineare bis reziproke Abhängigkeit von der nominalen Leiterdicke des Kupferflachdrahtes auf. Weiterhin besteht eine Wechselwirkung zwischen der technischen Dehnung des Kupferflachdrahtes in Breitenrichtung und dem Biegeradius der Biegeform. Die Abhängigkeit der relativen Veränderung der Leiterbreite vom Biegewinkel des charakteristischen Geometrieelementes ist im Gegensatz zur prozessbedingten Zunahme der Leiterdicke als vernachlässigbar anzusehen.

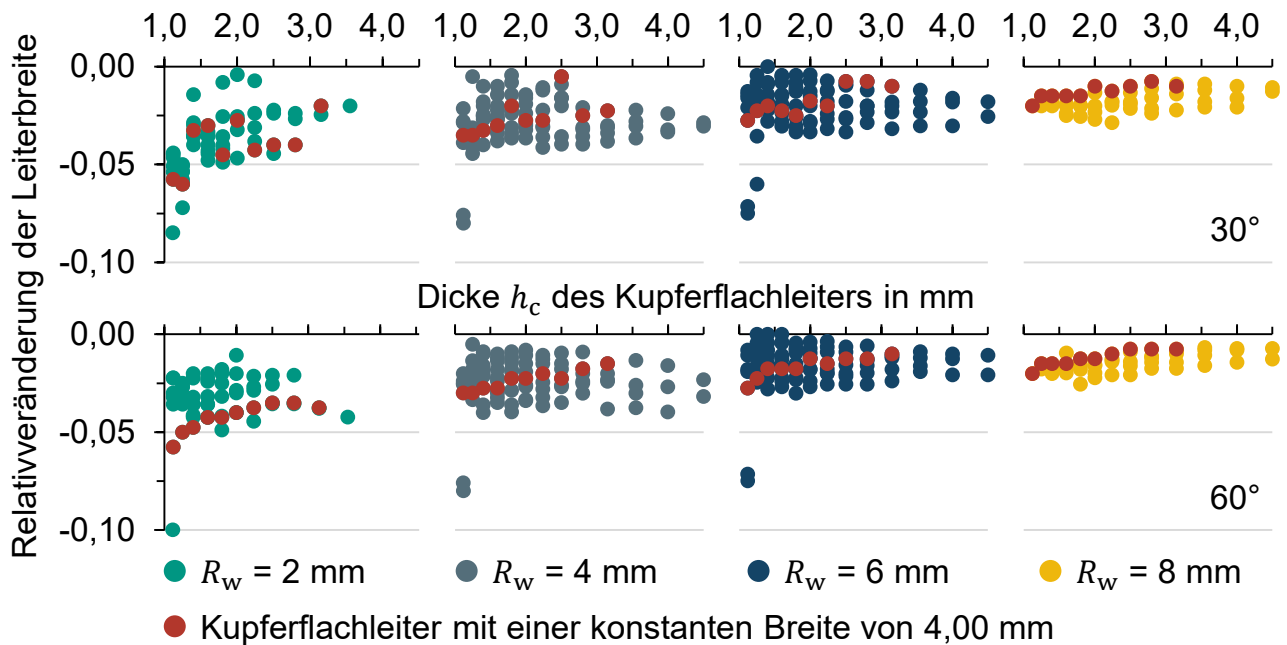


Abbildung 5-41: Einfluss der Drahtdicke auf die relative Veränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

Die Wirkbeziehung zwischen dem **Aspektverhältnis** a_c des Kupferflachleiters und der relativen **Veränderung der Leiterbreite** ist in Abbildung 5-42 dargestellt. Die in Rot und Weiß hervorgehobenen Wirkbeziehungen beschreiben die für Flachleiter mit einer konstanten Dicke von 1,60 mm bzw. Breite von 4,00 mm charakteristischen Abhängigkeiten. Wie aus dem korrelierten Muster der Datenpunkte zu folgern ist, besteht zwischen dem Aspektverhältnis des Flachleiters und der relativen Veränderung der Leiterbreite eine näherungsweise lineare Wirkbeziehung. Des Weiteren ist eine Wechselwirkung zwischen dem Biegeradius der Biegeform und dem Betrag der relativen Veränderung der Leiterbreite zu beobachten, die bei einer Zunahme des Biegeradius zu einem

abnehmenden Effekt führt. Eine signifikante Wechselwirkung zwischen der relativen Veränderung der Leiterbreite und dem Biegewinkel konnte auf Grundlage der Berechnungsergebnisse hingegen nicht nachgewiesen werden. Die trotz der unterschiedlichen Querschnittsgeometrien vergleichbare Wirkbeziehung für Kupferflachdrähte mit einer konstanten Breite und Dicke lässt hingegen auf eine direkte Abhängigkeit der prozessbedingten Veränderung der Leiterbreite vom Aspektverhältnis schließen.

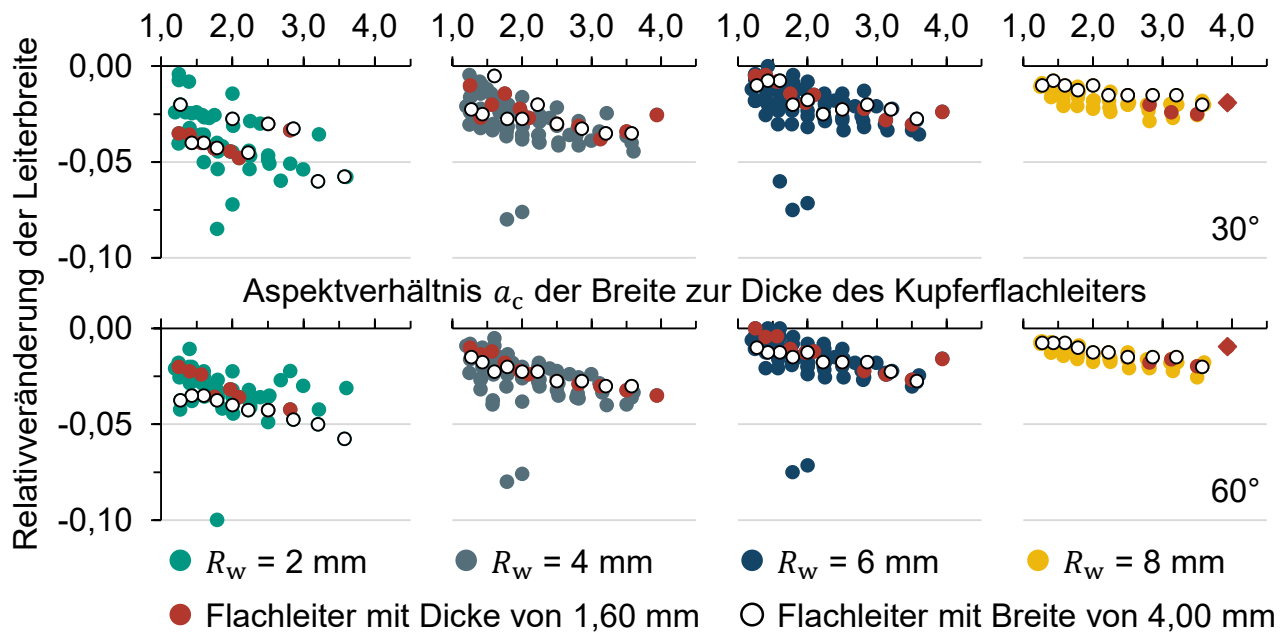


Abbildung 5-42: Einfluss des Aspektverhältnisses auf die relative Veränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°

Die **Produkt-Prozess-Wechselwirkungen** im Kontext der durch umformtechnische Wirkmechanismen bedingten **Veränderung der Querschnittsgeometrie** von Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeprozess lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Zunahme der Leiterdicke

- Drahtdicke: reziproke Abhängigkeit mit Wechselwirkungen zum Biegeradius und dem Biegewinkel,
- Drahtbreite: lineare Abhängigkeit mit Wechselwirkungen zum Biegeradius und dem Biegewinkel,
- Biegeradius der Biegeform: Abnahme der relativen Veränderung der Leiterdicke mit zunehmenden Biegeradius,
- Biegewinkel: nichtlineare Zunahme der relativen Veränderung der Leiterdicke mit asymptotischem Verhalten ab ca. 60°.

Abnahme der Leiterbreite

- Drahtdicke: lineare bis reziproke Abhängigkeit mit Wechselwirkung zum Biegeradius,
- Drahtbreite: lineare Abhängigkeit mit Wechselwirkung zum Biegeradius,
- Biegeradius der Biegeform: Abnahme der relativen Veränderung der Leiterbreite mit zunehmenden Biegeradius,
- Biegewinkel: keine signifikante Wechselwirkung.

5.4 Metamodellierung des numerischen Prozessmodells

Die modellbasierte Regelung von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen erfordert ein echtzeitfähiges Laufzeitverhalten des in das Regelungssystem integrierten Prozessmodells. Vor diesem Hintergrund ist die mit dem numerischen Berechnungsverfahren einhergehende Berechnungszeit des im Abschnitt 5.2 eingeführten Prozessmodells für eine modellbasierte Prozessregelung um mehrere Größenordnungen zu reduzieren. Einen Lösungsansatz, die durch das physikalische Prozessmodell numerisch beschriebene Wirkbeziehung zwischen den prozessspezifischen Ein- und Ausgangsgrößen effizient zu modellieren, stellt die im Abschnitt 2.3.2 eingeführte **datenbasierte Prozessmodellierung** dar. Diese ermöglicht es, die durch das numerische Prozessmodell auf Grundlage eines geeigneten Versuchsplans ermittelten Abhängigkeiten der zu beschreibenden Zielgrößen von den zu definierenden Steuergrößen mittels linearer oder polynomieller Regressionsverfahren, statistischer Methoden oder überwachter Methoden des maschinellen Lernens mathematisch zu beschreiben. Insbesondere **künstliche neuronale Netze** sind dazu geeignet, nichtlineare Effekte von vergleichsweise wenigen Faktoren zu modellieren (vgl. Abschnitt 2.3.2, S. 38). Vor diesem Hintergrund wurde im Rahmen der angeleiteten Bachelorarbeit von Andreas Eppler (vgl. A_Eppler 2021) gemeinsam eine auf künstlichen neuronalen Netzen beruhende Methodik zur **Metamodellierung** von numerischen Prozessmodellen im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen erarbeitet, validiert und in (Wirth et al. 2021) veröffentlicht. Darauf basierend wurde die Modellierungsmethodik im Rahmen der angeleiteten Masterarbeit von Yannik Hermann (vgl. A_Hermann 2023) optimiert und auf das Rotationszugbiegen von lackisoliertem Kupferflachdraht übertragen.

In den nachfolgenden Abschnitten werden das Vorgehen zur Optimierung der statischen Hyperparameter eines künstlichen neuronalen Netzes und die Implementierung

des datenbasierten Metamodells dargelegt. Weiterhin wird ein auf dem linearen Regressionsverfahren basierendes Referenzmodell eingeführt, um eine Bewertung der alternativen Modellierungsansätze zu ermöglichen. Darüber hinaus werden die datenbasierten Metamodelle durch einen Vergleich der Prognosedaten mit den Berechnungsergebnissen des numerischen Prozessmodells verifiziert.

5.4.1 Metamodellierung mittels künstlicher neuronaler Netze

Unter Berücksichtigung der in (Wirth et al. 2021) beschriebenen Vorgehensweise und aufgezeigten Ergebnisse sind vorwärtsgerichtete künstliche neuronale Netze mit einer oder mehreren verdeckten Schichten als geeignet anzusehen, um die Wirkbeziehung zwischen der elastischen Rückfederung von lackisoliertem Kupferflachdraht und den sowohl material- als auch prozessspezifischen Einflussgrößen auf den Biegeumformprozess hinreichend präzise zu modellieren. Um die für ein schnelles Konvergenzverhalten der direkten Run-by-Run-Prozessregelung notwendige Prognosegenauigkeit des Metamodells sicherzustellen, müssen ein dateneffizienter **Versuchsplan** zur Generierung von Trainings- und Validierungsdaten definiert und die statischen **Hyperparameter** des künstlichen neuronalen Netzes in einem iterativen Optimierungsprozess ermittelt werden. Hierzu zählen die Anzahl der verdeckten Schichten, die Anzahl der Neuronen je Schicht und die Art der Aktivierungsfunktion als strukturspezifische Hyperparameter sowie die trainingsspezifischen Hyperparameter der Lernrate und Batchgröße. Die Implementierung und Verifikation des datenbasierten Metamodells wird im Folgenden auf Basis des in (Wirth et al. 2021) dargelegten Vorgehensmodells beschrieben.

Die softwarespezifische Grundlage der Implementierung des datenbasierten Metamodells stellen die plattformunabhängige Programmiersprache Python in der Version 3.9 sowie das Machine-Learning-Framework Tensorflow⁷ und die zugehörige Programm-bibliothek Keras⁸ in der Version 2.11.0 dar. Darüber hinaus werden die etablierten Programm-bibliotheken Numpy⁹ (Version 1.24.2), Pandas¹⁰ (Version 1.5.3) und Matplotlib¹¹ (Version 3.7.1) zur Umsetzung von Berechnungsoperationen sowie zur Datenverwaltung und -visualisierung eingesetzt.

⁷ https://www.tensorflow.org/api_docs/python/tf, „API Documentation“ [Zugriff am 15.06.2023]

⁸ <https://keras.io/api/>, „API reference“ [Zugriff am 15.06.2024]

⁹ <https://numpy.org/doc/1.24/reference/index.html>, „NumPy Reference“ [Zugriff am 15.06.2024]

¹⁰ <https://pandas.pydata.org/pandas-docs/version/1.5/reference>, „API reference“ [Zugriff am 15.06.2024]

¹¹ <https://matplotlib.org/3.7.3/api/index.html>, „API Reference“ [Zugriff am 15.06.2024]

Versuchsplanung zur Generierung der Trainings- und Validierungsdaten

Auf Grundlage der durch (Dean et al. 2017, S. 772–774) ausgesprochenen Empfehlungen und des von (Wirth et al. 2021) am Beispiel der kinematischen Formgebung von lackisoliertem Kupferflachdraht dargelegten Vergleichs von statistischen Versuchsplänen im Kontext der Metamodellierung von numerischen Prozessmodellen wurde ein **Latin-Hypercube-Design** ausgewählt. Der statistische Versuchsplan zeichnet sich durch eine gleichmäßige Verteilung der Faktorstufen im Parameterraum aus und vermeidet anteilige Wiederholungen von Parameterkombinationen, die aufgrund der deterministischen Eigenschaften numerischer Prozessmodelle im Gegensatz zu experimentellen Versuchsreihen keinen Einfluss auf die Prognosegenauigkeit aufweisen. Hierdurch wird ein dateneffizientes Training des Metamodells ermöglicht.

In Anlehnung an (Wirth et al. 2021) wurde die für das Training des Metamodells verwendete Anzahl an **Trainingsdatensätzen** unter Berücksichtigung der relevanten Einflussgrößen und der etablierten Vorgehensweise der vollfaktoriellen Versuchsplanung auf 864 Datensätze festgelegt. Der Definition des Parameterraums liegen vor diesem Hintergrund trotz der Anwendung eines Latin-Hypercube-Designs die nachfolgenden Annahmen hinsichtlich der Anzahl und Verteilung der **Faktorstufen** zugrunde:

- Leiterbreite: 2 Faktorstufen im Bereich von 2,0–6,0 mm,
- Leiterdicke: 2 Faktorstufen im Bereich von 1,5–3,5 mm,
- Leiterkantenradius: 3 Faktorstufen im Bereich von 0,4–0,6 mm,
- E-Modul: 3 Faktorstufen zur Skalierung im Bereich von 0,88–1,12,
- Fließkurve: 3 Faktorstufen zur Skalierung im Bereich von 0,88–1,12,
- Radius der Biegeform: 4 Faktorstufen im Bereich von 2–12 mm,
- Stellwert des Biegewinkels: 2 Faktorstufen im Bereich von 0,1–95°.

Im Vergleich zu den aus dem Stand der Technik abgeleiteten Grenzen der Materialeigenschaften und Steuergrößen wurden die oberen und unteren Faktorstufen des Versuchsplans mit einem Sicherheitsfaktor beaufschlagt, um die Anwendung des Metamodells auf Einflussgrößen innerhalb der zu erwartenden Grenzwerte der Faktoren zu beschränken. Darüber hinaus wurde die Isolationsschichtdicke als bekannte Einflussgröße aufgrund der im Vergleich zur Grundgeometrie des Kupferleiters geringen Variation und des beschränkten Einflusses auf die elastische Rückfederung des Kupferflachdrahtes (vgl. Abbildung 5-25) auf einen konstanten Wert von 0,1 mm festgelegt.

Von der dargelegten Definition des Trainingsdatensatzes ausgehend wurde die Menge der **Validierungsdaten** auf 172 Datensätze spezifiziert, was dem von (Goodfellow et al. 2018, S. 134) empfohlenen Umfang von ca. 20 % der Trainingsdaten entspricht. Darüber hinaus wurde die Anzahl der vom Prozess der Hyperparameteroptimierung und dem Training des Metamodells unabhängigen **Testdatensätze** in Anlehnung an das von (Frochte, 2021, S. 208–209) vorgeschlagene Verhältnis von Validierungs- und Testdatensätzen ebenfalls auf 172 festgelegt. Die zur Generierung der Validierungs- und Testdatensätze eingesetzten Faktorkombinationen wurden unter Verwendung von unabhängigen Latin-Hypercube-Designs gleichmäßig und ohne Wiederholungen innerhalb der Grenzen des zuvor beschriebenen Parameterraums definiert.

Für den im Folgenden beschriebenen Prozess der Hyperparameteroptimierung stehen somit 864 Trainings- und 172 Validierungsdaten zur Verfügung. Darüber hinaus können zur Bewertung der Prognosegenauigkeit auf unbekanntem Datensätzen 172 unabhängige Testdatensätze verwendet werden. Um die Prognose- und Generalisierungsfähigkeit des Metamodells zu verbessern, wurden die mithilfe des numerischen Prozessmodells generierten Datensätze auf ein Intervall von 0 bis 1 normiert.

Hyperparameteroptimierung

Unter Berücksichtigung der durch (Wirth et al. 2021) am Beispiel der kinematischen Formgebung von Hairpin-Steckspulen beschriebenen Vorgehensweise wurden der Einfluss der Anzahl der Schichten und Neuronen, der Aktivierungsfunktion sowie der Lernrate, Batchgröße und Epochenanzahl auf die Prognosegenauigkeit schrittweise analysiert und die Hyperparameter darauf basierend in einem manuellen Prozess optimiert. Hierfür wurden die Hyperparameter in der zuvor beschriebenen Reihenfolge voneinander unabhängig variiert und die resultierenden Trainings- und Validierungsfehler bewertet (A_Hermann 2023, S. 63–77). Um einen signifikanten Einfluss von Wechselwirkungen und damit einhergehend der Optimierungsreihenfolge auf das Ergebnis der Hyperparameteroptimierung ausschließen zu können, ist die Auswahl der strukturspezifischen Hyperparameter wie in Abbildung 5-43 dargestellt in einem iterativen Prozess erfolgt. Im Gegensatz zu der dem Stand der Forschung entsprechenden und in (Wirth et al. 2021) beschriebenen Vorgehensweise zur Hyperparameteroptimierung konnte aufgrund der hinreichend großen Menge an validen Trainings- und Validierungsdatensätzen auf eine Kreuzvalidierung der Datensätze zur besseren Ausnutzung der zur Verfügung stehenden Daten verzichtet werden. Als **Ausgangskonfiguration** für die

iterative Optimierung der Lagen- und Neuronenanzahl wurden in Anlehnung an (Wirth et al. 2021) eine sigmoidische Ansatzfunktion, eine Lernrate von 0,001, eine Batchgröße von 24 und eine maximale Epochenanzahl von 1000 gewählt. Darüber hinaus wurde im Trainingsprozess des künstlichen neuronalen Netzes im Einvernehmen mit dem Stand der Forschung und den in (Wirth et al. 2021) dargelegten Vorarbeiten der etablierte Optimierungsalgorithmus „Adam“ eingesetzt. Um den spezifischen Anforderungen der regelungstechnischen Anwendung des datenbasierten Metamodells gerecht zu werden, wurde im Verlauf des Trainingsprozesses der mittlere absolute Fehler als Fehlermaß gewählt.

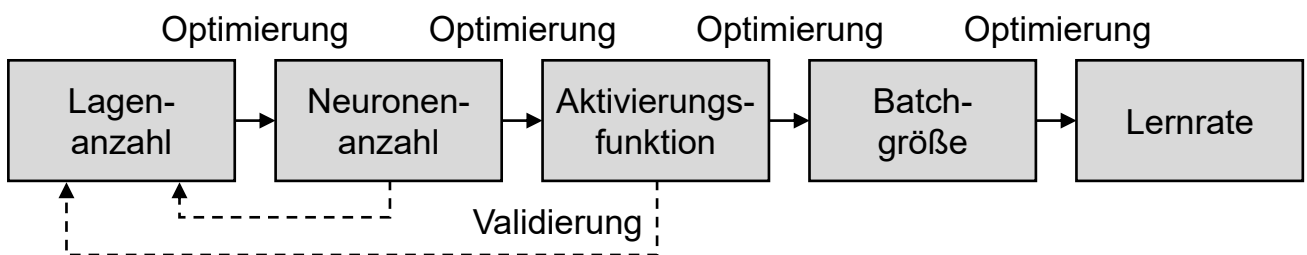


Abbildung 5-43: Vorgehensweise zur schrittweisen Optimierung der Hyperparameter des Metamodells in Anlehnung an (Wirth et al. 2021)

Auf Basis der zuvor beschriebenen Methodik wurden im Rahmen des **iterativen Optimierungsprozesses** die nachfolgenden Hyperparameter für die Metamodellierung der Wirkbeziehung zwischen den sieben im numerischen Prozessmodell berücksichtigten Einfluss- bzw. Steuergrößen (Drahtgeometrie: Breite, Höhe und Kantenradius; Drahtwerkstoff: E-Modul und Fließkurve; Steuergrößen: Biegeradius und Biegewinkel) und dem Rückfederungswinkel als der zu prognostizierenden Zielgröße ermittelt:

- Lagenanzahl: 2 verdeckte Schichten,
- Neuronenanzahl: 32 Neuronen in der ersten und 5 Neuronen in der zweiten verdeckten Schicht,
- Aktivierungsfunktion: Softsign-Funktion in der ersten und Sigmoid-Funktion in der zweiten verdeckten Schicht,
- Lernrate: 0,01,
- Batchgröße: 2 bei einer maximalen Epochenanzahl von 1000.

5.4.2 Metamodellierung mittels linearer Regression

Um die durch den Einsatz des künstlichen neuronalen Netzes erzielbare Prognosegenauigkeit bewerten zu können, wurde zudem ein auf dem linearen Regressionsverfahren basierendes **Referenzmodell** erarbeitet. Hierfür wurde unter Verwendung

des Machine-Learning-Frameworks Scikit-learn¹² (Version 1.2.2) und der zuvor beschriebenen Programmibliotheken ein lineares Regressionsmodell in der Programmiersprache Python 3.9 implementiert. Nachfolgend wurden sowohl das im Abschnitt 5.4.1 beschriebene künstliche neuronale Netz als auch das Referenzmodell mit identischen Datensätzen trainiert sowie der mittlere absolute Fehler (MAE) und der mittlere quadratische Fehler (MSE) als Vergleichsgrößen ermittelt.

Tabelle 5-9: Vergleich der minimalen Fehlermaße für Metamodelle auf Basis einer linearen Regression und eines künstlichen neuronalen Netzes (KNN)

Modellierungsansatz	Lineare Regression		KNN	
	MAE	MSE	MAE	MSE
Testdaten	0,182°	0,062° ²	0,073°	0,013° ²

Wie in Tabelle 5-9 aufgezeigt, konnte die Prognosegenauigkeit des datenbasierten Prozessmodells durch den Einsatz des künstlichen neuronalen Netzes auf einen MAE von 0,073° und einen MSE von 0,013°² verbessert werden, was einer Steigerung der **Modellgüte** um einen Faktor von 2,6 bzw. 4,8 gegenüber dem linearen Regressionsmodell entspricht. Vor dem Hintergrund des Stands der Forschung und der im Vergleich zum Referenzmodell erzielten Modellgüten sind künstliche neuronale Netze als der bevorzugte Lösungsansatz zur Metamodellierung von numerischen Prozessmodellen im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen anzusehen. Der maßgeblich aus dem iterativen Optimierungsprozess der Hyperparameter resultierende **Implementierungsaufwand** ist als hoch, unter Berücksichtigung der erzielten Prognosegenauigkeit jedoch als gerechtfertigt zu bewerten. Da sich die auf Basis ähnlicher Hyperparameterkombinationen erzielten Prognosegenauigkeiten nur geringfügig unterscheiden, stellt das aufgezeigte Ergebnis der Hyperparameteroptimierung zudem ein robustes Basismodell dar, aus dem für zukünftige Anwendungen mit vereinfachten Optimierungsansätzen hinreichend präzise Metamodelle abgeleitet werden können.

5.4.3 Verifikation des datenbasierten Metamodells

Um das auf dem künstlichen neuronalen Netz basierende Metamodell des numerischen Prozessmodells zu verifizieren, wurde über die am Beispiel des Trainings- und Testdatensatzes ermittelten Fehlermaße hinaus eine anwendungsorientierte Bewertung der

¹² <https://scikit-learn.org/1.2/modules/classes.html>, „API Reference“ [Zugriff am 15.06.2024]

Prognosegenauigkeit durchgeführt. Hierfür wurde die auf Grundlage des datenbasierten Metamodells beschriebene Wirkbeziehung zwischen den Eingangsgrößen und der Zielgröße des Rotationszugbiegeprozesses am Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ für sechs Biegeradien im Bereich von 2–8 mm und Stellwerte des Biegewinkels von $0,1\text{--}95^\circ$ mit den unter identischen Annahmen erzielten Berechnungsergebnissen des numerischen Prozessmodells verglichen. Ein grafischer Vergleich der numerischen Berechnungsergebnisse mit den prognostizierten Rückfederungswinkeln ist in Abbildung 5-44 dargestellt.

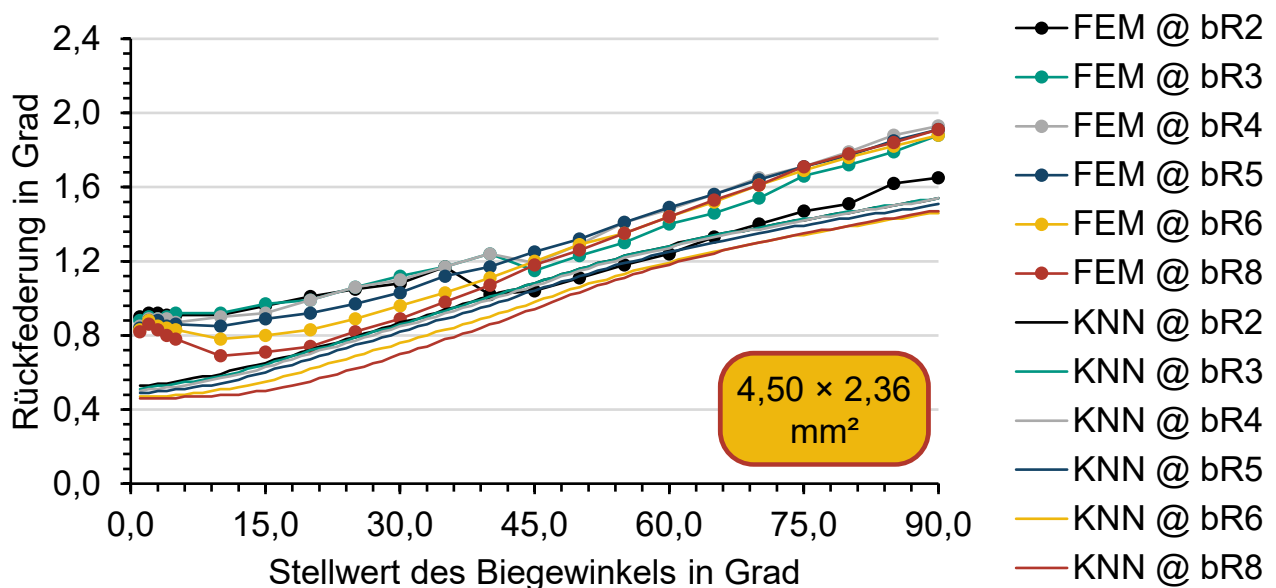


Abbildung 5-44: Vergleich der durch das Metamodell prognostizierten Rückfederungswinkel mit den Berechnungsergebnisse des numerischen Prozessmodells nach (Wirth et al. 2024)

Da die Differenz zwischen dem numerischen und datenbasierten Prozessmodell sowohl bei sehr niedrigen als auch sehr hohen Stellwerten des Biegewinkels – wie in den Randbereichen des Trainingsdatensatzes zu erwarten – vergleichsweise groß ist, wird die Gültigkeit des Metamodells auf Stellwerte des Biegewinkels von $5\text{--}90^\circ$ beschränkt. Für diesen Anwendungsbereich ergeben sich über alle relevanten Stellwerte der Biegeradien und Biegewinkel hinweg durchschnittliche absolute Abweichungen der elastischen Rückfederung des Kupferflachdrahtes von $0,14\text{--}0,27^\circ$. Diese entsprechen – auf die resultierenden Istwerte des Biegewinkels nach Last bezogen – durchschnittlichen relativen Abweichungen von $1,08\text{--}1,27\%$. Das im Abschnitt 5.4.1 eingeführte Metamodell ist somit im Kontext einer direkten Run-by-Run-Prozessregelung als hinreichend genau anzusehen.

Über die Prognosegenauigkeit hinaus stellt die Verkürzung der **Berechnungszeit** ein wesentliches Kriterium für die Verifikation des datenbasierten Metamodells dar. Während die Berechnungszeit des numerischen Prozessmodells auf einer dem Stand der Technik entsprechenden Berechnungsinfrastruktur mit 16 Prozessorkernen (Basistaktfrequenz: 3,8 GHz) und 192 GB Arbeitsspeicher am Beispiel des Referenzdrahtes und eines Biegeradius von 2 mm für einen Biegewinkel von 30° ca. 380 s und für einen Biegewinkel von 90° ca. 980 s beträgt, liegt die Prognosezeit des datenbasierten Metamodells im Bereich weniger Millisekunden (Wirth et al. 2024). Bei einer Prozesszeit von mehreren Sekunden ist das Laufzeitverhalten somit echtzeitfähig und das Metamodell als vollständig verifiziert anzusehen.

6 Implementierung der Prozessregelung

Direkte Run-by-Run-Regelungssysteme und insbesondere interne modellbasierte Prozessregelungen als deren für den betrachteten Anwendungsfall relevante Ausprägung weisen wie im Abschnitt 4.2 aufgezeigt ein hohes technologisches Potenzial zur iterativen Optimierung der Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen auf. Die qualitätsorientierte Regelung von Fertigungsprozessen erfordert im Allgemeinen die Implementierung von drei **regelungstechnischen Grundelementen**: einem Regelglied zur Optimierung der Reglerausgangsgröße m in Abhängigkeit der Regeldifferenz e , einem Steller zur Adaption der Stellgröße y auf Basis der Reglerausgangsgröße und einem Messglied zur Erfassung der Regelgröße x (vgl. Abschnitt 2.4). Weiterhin stellen der Führungsgrößenbildner zur Transformation der abstrakten Zielgröße c in eine durch die Regeleinrichtung verarbeitbare Führungsgröße sowie das Vergleichsglied zur Ableitung der Regeldifferenz aus der Rückführgröße r und der Führungsgröße w zentrale Elemente des Prozessregelkreises dar. Um den spezifischen Rahmenbedingungen der Maschinenkinematik und den einhergehenden Anforderungen an die Prozessregelung gerecht zu werden, sind im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen sowohl Messglieder mit zweidimensionalem In-Process-Messsystem als auch dreidimensionalem Off-Machine-Messsystem als wichtige Varianten des Lösungsansatzes anzusehen. Vor dem Hintergrund der bestehenden Anforderungen und Potenziale werden im Folgenden die zur Umsetzung der Prozessregelung notwendigen Schritte beschrieben:

- Implementierung des **Regelgliedes** als zentrales Grundelement des Reglers,
- Implementierung des **Führungsgrößenbildners** zur Ableitung eines die Geometrielemente von Hairpin-Steckspulen beschreibenden Führungsgrößenvektors aus CAD-basierten Geometriebeschreibungen der Zielgröße,
- Implementierung von zwei alternativen **Messgliedern** zur Ableitung eines Rückführgrößenvektors aus im Biegeprozess erfassten, zwei- bzw. dreidimensionalen Geometriebeschreibungen der Hairpin-Steckspule als Regelgröße.

Darüber hinaus werden im Abschnitt 6.4 die Entwicklung, Konstruktion und Implementierung eines Maschinenmoduls zur sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen und die Integration der erarbeiteten Funktionseinheiten zur direkten Run-by-Run-Prozessregelung in das Maschinenmodul beschrieben. Hierdurch wird die im Abschnitt 7 dargelegte Validierung des gewählten Lösungsansatzes mittels experimenteller Versuchsreihen ermöglicht.

6.1 Implementierung des Regelgliedes

Die stationäre Genauigkeit von indirekten Regelungssystemen als minimale Differenz zwischen dem Istwert der Aufgabengröße und der zu erreichenden Zielgröße ist durch die Güte des zur indirekten Regelung eingesetzten Prozessmodells beschränkt. Vor diesem Hintergrund wird im Abschnitt 4.2 unter Berücksichtigung der zu erwartenden Modellierungsgenauigkeit des Prozessmodells und der prozessspezifischen Rahmenbedingungen das Zielsystem einer **direkten Run-by-Run-Prozessregelung** beschrieben. Wie in Abbildung 6-1 aufgezeigt, kann die Implementierung der internen modellbasierten Regelung in Abhängigkeit der Maschinenkinematik (vgl. Abschnitt 3.1.3) sowohl auf der Grundlage eines direkten Off-Machine-Messsystems als auch eines direkten In-Process-Messsystems erfolgen. Da sich die Unterschiede zwischen den Lösungsansätzen auf die Implementierung des Messgliedes und die Ableitung des Rückführgrößenvektors beschränken, ist das Regelglied als hiervon unabhängig anzusehen. Die im Folgenden dargelegte Vorgehensweise wurde vorab in Teilen in (Wirth et al. 2023a) und (Wirth et al. 2024) veröffentlicht.

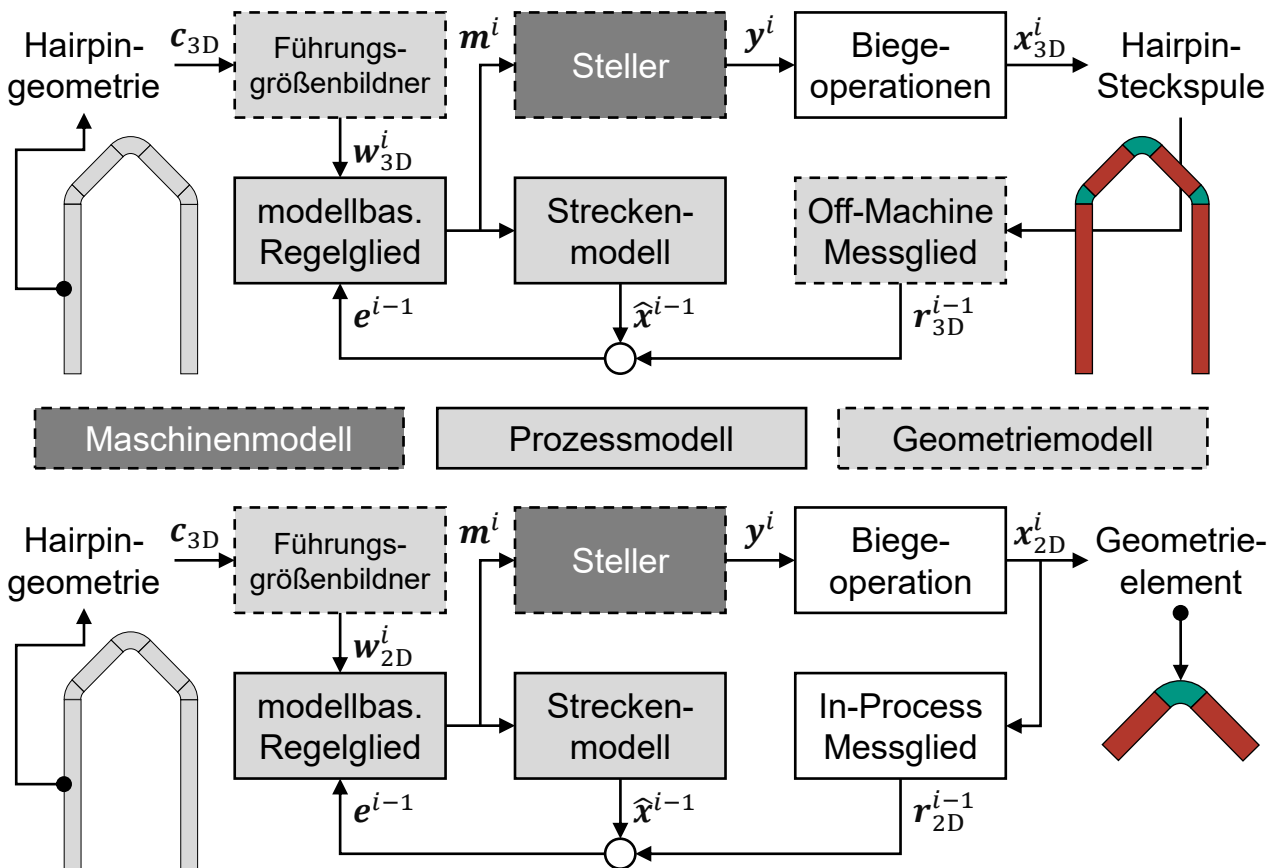


Abbildung 6-1: Interne modellbasierte Run-by-Run-Prozessregelung mit direktem Off-Machine-Messglied (oben) und direktem In-Process-Messglied (unten)

Das im Abschnitt 4.2 definierte Zielsystem einer direkten Run-by-Run-Prozessregelung ist als technologischer Kompromiss zwischen Online- und Offline-Regelungssystemen anzusehen (Rzepniewski 2005, S. 2). Im Kontext der sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen ermöglicht das Run-by-Run-Regelungssystem eine zyklische Adaption des maschinenspezifischen **Biegewinkels** als zentrale Stellgröße des Rotationszugbiegeverfahrens. Des Weiteren stellen die **Biegepositionen** und **Biegeebenen** im Fall der mehrstufigen räumlichen Formgebung dynamische Stellgrößen des sequenziellen Biegeprozesses dar.

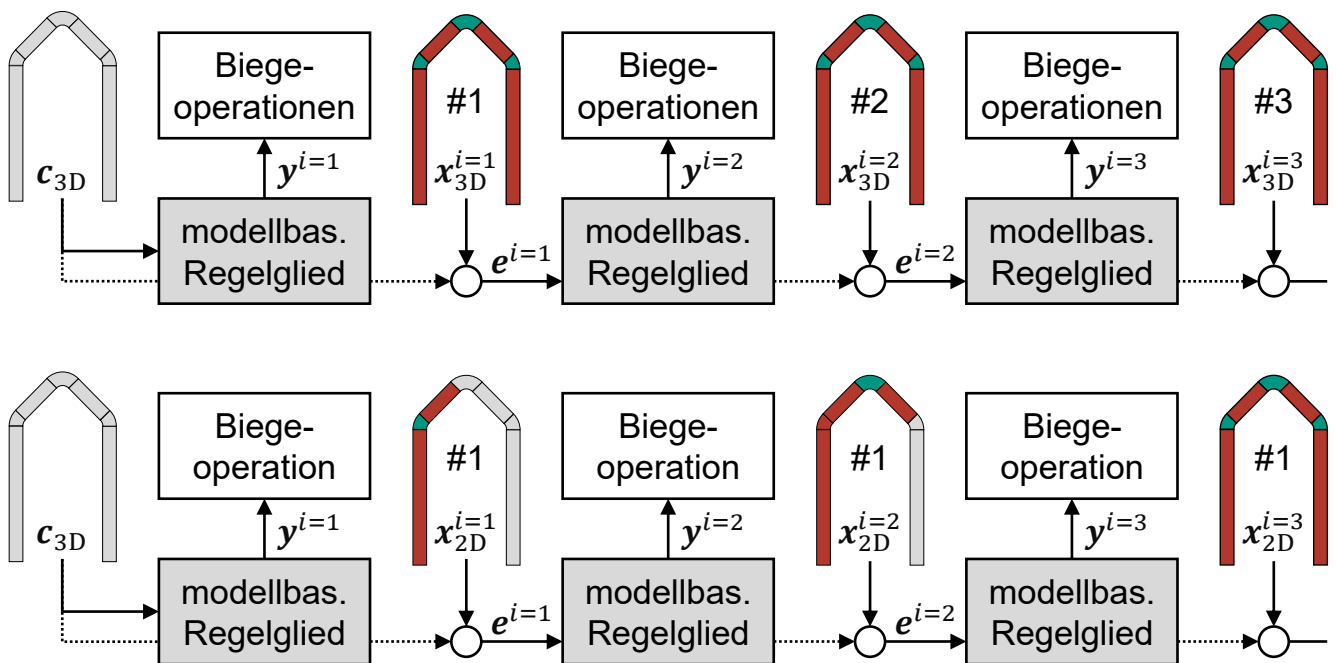


Abbildung 6-2: Regeleingriffe einer Run-by-Run-Prozessregelung mit direktem Off-Machine-Messglied (oben) und direktem In-Process-Messglied (unten)

Wie in Abbildung 6-2 aufgezeigt, können die zur Minimierung der Regeldifferenz notwendigen **Regeleingriffe** in den Biegeprozess aufgrund des ereignisdiskreten Systemverhaltens sowohl zwischen den sequenziellen Biegeoperationen als auch aufeinanderfolgenden Werkstücken ausgeführt werden. Da für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Hairpin-Steckspulen eingesetzte Biegemaschinen mit Transferkinematik aufgrund der räumlichen Entkopplung der sequenziellen Biegeoperationen den notwendigen Bauraum für die Integration von **In-Process-Messtechnik** aufweisen, können in diesem Zusammenhang optische Bildverarbeitungssysteme zur Erfassung von zweidimensionalen Qualitätsmerkmalen eingesetzt werden. Im Gegensatz dazu ist der zur Verfügung stehende Bauraum von Biegemaschinen mit einem Arbeitsplatz aufgrund der zur Umsetzung des Biegeprozesses notwendigen Zugänglichkeit des

Arbeitsraumes stark einschränkt, weshalb in diesem Zusammenhang bevorzugt optische **Off-Machine-Messsysteme** zur vollständigen Erfassung der dreidimensionalen Spulengeometrie angewendet werden. Run-by-Run-Prozessregelungen mit In-Process-Messtechnik zeichnen sich somit durch die kurzzyklische Rückführung eines eindimensionalen Rückführgrößenvektors mit vergleichsweise geringem Informationsgehalt aus, während mit dem Einsatz von Off-Machine-Messtechnik die langzyklische Rückführung eines mehrdimensionalen Rückführgrößenvektors mit vergleichsweise großem Informationsgehalt einhergeht.

Um den Einfluss des Reglers auf die stationäre Genauigkeit, Geschwindigkeit und Stabilität des zu implementierenden Regelungssystems bewerten zu können, wurden im Rahmen der Forschungsarbeiten zwei alternative **Regelungsalgorithmen** entwickelt. Während der modellbasierte Regelungsalgorithmus auf dem im Abschnitt 5.4 eingeführten Metamodell basiert und aufgrund der hierfür notwendigen Prozessmodellierung mit einem erhöhten Implementierungsaufwand verbunden ist, setzt die Implementierung des konventionellen Referenzalgorithmus eine dynamische Linearisierung des Rückfederungsverhaltens im jeweiligen Betriebspunkt des Biegeprozesses voraus.

6.1.1 Implementierung des linearen Regelungsalgorithmus

Die Berechnung der Reglerausgangsgröße m^i des i -ten Regelungszyklus erfolgt durch den linearen Regelungsalgorithmus des konventionellen Reglers gemäß der in Gleichung 6-1 dargelegten Berechnungsvorschrift. Die Abhängigkeiten der aktuellen Reglerausgangsgröße m_{lin}^i sind somit auf die Reglerausgangsgröße m_{lin}^{i-1} und die Regeldifferenz e^{i-1} des vorherigen Regelungszyklus beschränkt.

$$m_{\text{lin}}^i = m_{\text{lin}}^{i-1} + e^{i-1} \quad 6-1$$

Um die Robustheit des linearen Reglers gegenüber nicht systematischen und sich zeitlich verändernden Störgrößen zu steigern, kann die Berechnungsvorschrift um historische Reglerausgangsgrößen und Regeldifferenzen der vorherigen Regelungszyklen erweitert werden. In diesem Zusammenhang ermöglichen u. a. eine Mittelwert- oder Medianbildung, eine absteigende Gewichtung der einbezogenen Größen in Anlehnung an eine geometrische Reihe oder eine dynamische Regression bei einer moderaten Reduktion der Regelungsgeschwindigkeit eine effektive Dämpfung von nicht systematischen Störgrößen.

6.1.2 Implementierung des modellbasierten Regelungsalgorithmus

Der auf dem im Abschnitt 5.4 eingeführten Metamodell des Rotationszugbiegeprozesses von lackisoliertem Kupferflachdraht basierende Regelungsalgorithmus bezieht über die Reglerausgangsgröße und die Regeldifferenzen hinaus den die prozess- und materialspezifischen Einflussgrößen beschreibenden Parametervektor \mathbf{p} in die Berechnungen ein. Weiterhin wird aus der **Reglerausgangsgröße** $\mathbf{m}_{\text{mod}}^{i-1}$ und der Regeldifferenz e^{i-1} des vorherigen Regelungszyklus unter der Annahme eines linearen Systemverhaltens ein korrigierter Sollwert des Biegewinkels gebildet, um sowohl systematische Modellierungsfehler des numerischen Prozessmodells (vgl. Abschnitt 5.2.5) als auch unbekannte Störgrößen zu kompensieren. Wie in Gleichung 6-2 aufgezeigt, wird darauf basierend die hinsichtlich der zu erwartenden Regeldifferenz optimierte Reglerausgangsgröße $\mathbf{m}_{\text{mod}}^i$ durch Anwendung der Umkehrfunktion f_{mod}^{-1} des datenbasierten Prozessmodells berechnet. Die charakteristischen Eigenschaften des Kupferflachdrahtes (Geometrie: Absolutwerte für die Breite, Dicke und den Kantenradius des Leiters; Werkstoff: Skalierungsfaktoren für den E-Modul und die Fließkurve) als materialspezifische Teilmenge \mathbf{p}_w des Parametervektors \mathbf{p} können entweder auf Basis von Nominal- und Erfahrungswerten definiert oder unter Anwendung der im Abschnitt 5.1.1 aufgezeigten Methodik ermittelt werden. Die prozessspezifische Teilmenge \mathbf{p}_p des Parametervektors \mathbf{p} ist auf den Radius der Biegeform beschränkt, kann jedoch in Abhängigkeit der gewählten Vorgehensweise der Modellbildung um maschinen- und prozessspezifische Einflussgrößen erweitert werden (vgl. Abschnitt 5.3).

$$\mathbf{m}_{\text{mod}}^i = f_{\text{mod}}^{-1}(\mathbf{m}_{\text{mod}}^{i-1} + e^{i-1}, \mathbf{p}) \quad 6-2$$

Die Berechnung der Reglerausgangsgröße $\mathbf{m}_{\text{mod}}^{i-1}$ erfordert stets die Invertierung der auf dem datenbasierten Metamodell basierenden **Übertragungsfunktion** f_{mod} , welche die Wirkbeziehung zwischen den prozess- und materialspezifischen Einflussgrößen und der elastischen Rückfederung des Kupferflachdrahtes beschreibt. Vor diesem Hintergrund wurden im Rahmen der angeleiteten Masterarbeit von Yannik Hermann mit einem konventionellen Gradientenabstiegsverfahren und einem Trainingsprozess auf Basis inverser Trainings- und Validierungsdatensätze zwei alternative Lösungsansätze zur Invertierung des die elastische Rückfederung als Zielgröße beschreibenden Metamodells untersucht (A_Hermann 2023, S. 93–96). Hierfür wurde in Anlehnung an die im Abschnitt 5.4.1 dargelegte Vorgehensweise eine erneute Hyperparameteroptimierung durchgeführt und eine unter den gegebenen Rahmenbedingungen optimale

Netztopologie mit zwei verdeckten Schichten der Form 7-20-5-1 identifiziert. Unter Verwendung der Aktivierungsfunktionen ReLU und Sigmoid, einer Lernrate von 0,005, einer Batchgröße von 24 und einer maximalen Epochenanzahl von 1000 konnte auf den invertierten Testdaten ein mittlerer absoluter Fehler von $0,13^\circ$ erzielt werden. Da sich der Prognosefehler hierdurch im Vergleich zum nicht invertierten Metamodell um ca. 80 % erhöht (vgl. Tabelle 5-9), ist das hinsichtlich der Prognosegenauigkeit ausschließlich durch die Güte des datenbasierten Metamodells und die zur Einhaltung der Laufzeitanforderungen zulässige Anzahl an Berechnungsiterationen begrenzte Gradientenabstiegsverfahren als der bevorzugte Lösungsansatz zur Berechnung der **Umkehrfunktion** f_{mod}^{-1} anzusehen.

6.2 Implementierung des Führungsgrößenbildners

Neben dem Regelglied stellt der dem Prozessregelkreis vorgelagerte Führungsgrößenbildner einen elementaren Bestandteil des zu implementierenden Regelungssystems dar. Wie in Abbildung 6-3 aufgezeigt, dient der Führungsgrößenbildner der Ableitung eines quantifizierten Führungsgrößenvektors w aus der abstrakten Beschreibung der Zielgröße c und ermöglicht hierdurch einen automatisierten Vergleich der Führungs- und der Rückführgröße durch das Vergleichsglied.

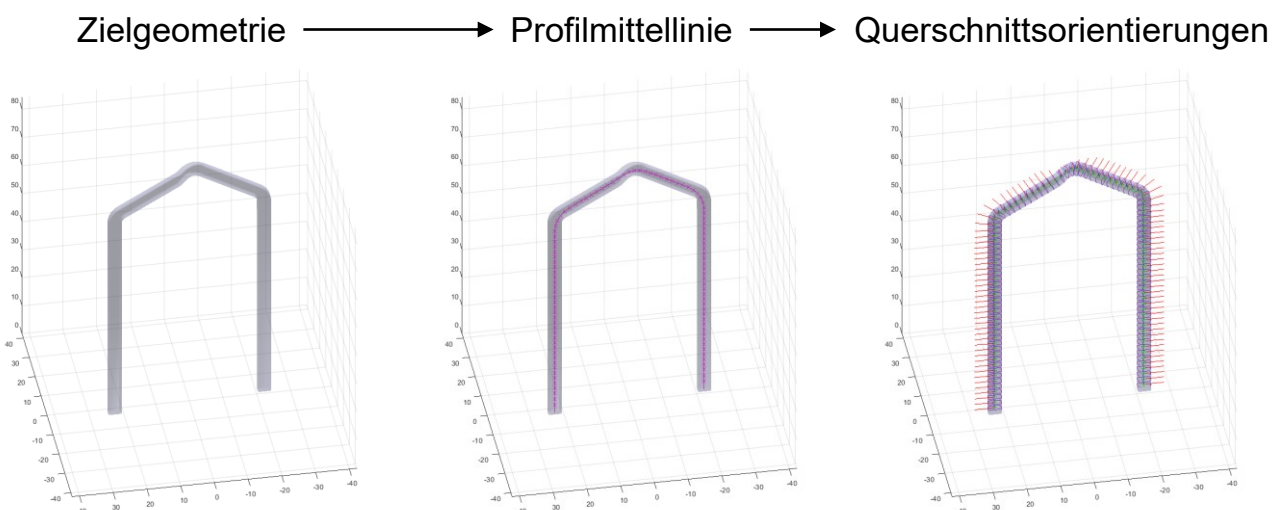


Abbildung 6-3: Ableitung des Führungsgrößenvektors der modellbasierten Prozessregelung aus der Geometriebeschreibung einer Hairpin-Steckspule

Um diese Zielsetzung im Kontext des sequenziellen werkzeuggebundenen Biegens von Hairpin-Steckspulen zu erreichen, ist die Transformation des meist dreidimensionalen Modells der Hairpin-Geometrie in eine mathematische **Beschreibung der charakteristischen Geometrielemente** notwendig. Einen methodischen Lösungsansatz

stellt das im Abschnitt 3.1.2 eingeführte Schema zur geometrischen Beschreibung von Hairpin-Steckspulen dar, das auf einer fertigungsorientierten Charakterisierung der Geometrieelemente entlang der abgewickelten Spulenlänge basiert. Als wesentliche Grundlage der Implementierung des Führungsgrößenbildners anhand der tabellarischen Methodik zur Geometriebeschreibung ist die automatisierte Ableitung der Profilmittellinie und zugehörigen Querschnittsorientierungen aus dem dreidimensionalen Geometriemodell der Hairpin-Steckspule anzusehen. Die mathematische Beschreibung der Spulengeometrie wird nachfolgend in Abhängigkeit des lokalen Krümmungsverlaufes der Profilmittellinie in gerade und gebogene Geometrieelemente segmentiert. Darüber hinaus sind die Biegewinkel, Biegeradien und Biegepositionen der identifizierten Geometrieelemente als produktseitige Qualitätsmerkmale zu extrahieren.

Vor diesem Hintergrund wird im Folgenden zunächst eine Methodik zur geometrischen Analyse der dreidimensionalen Geometriebeschreibungen von Hairpin-Steckspulen eingeführt. Darauf aufbauend werden die zur Implementierung des Führungsgrößenbildners notwendigen Methoden zur Geometriesegmentierung und Parameterextraktion auf Basis der mathematisch eindeutigen Geometriebeschreibung beschrieben.

6.2.1 Identifikation der Profilmittellinie und Querschnittsorientierungen

Um die Freiformgeometrie von Hairpin-Steckspulen statt eines parametrischen Geometriemodells, eines triangulierten Oberflächennetzes oder einer Punktwolke durch eine endliche Folge von diskreten Stützpunkten beschreiben zu können, sind in einem ersten Schritt deren **Profilmittellinie** und **Querschnittsorientierungen** entlang der Bogenlänge zu ermitteln. Hierfür wurde am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) im Rahmen des vom Ministerium für Wirtschaft, Arbeit und Tourismus geförderten Forschungsvorhabens AnStaHa¹³ in gemeinsamen Forschungsarbeiten mit Ludwig Hausmann eine Analysemethodik erarbeitet und als Grundlage der Prozessregelung in (Wirth et al. 2024) veröffentlicht. Der auf der Methodik basierende Analysealgorithmus wurde in der kommerziellen Softwareumgebung MATLAB implementiert und weist eine herstellerunabhängige Schnittstelle für Geometriedaten im etablierten STL-Format auf. Hierdurch können neben konstruktionsbasierten Beschreibungen der Zielgröße auch dreidimensionale Messdaten von

¹³ AnStaHa – Anlagenentwicklung für Fertigung von Statoren mit Hairpintechnologie; Förderzeitraum: 2017–2021; Fördermittelgeber: Ministerium für Wirtschaft, Arbeit und Tourismus Baden-Württemberg; Az. 3-4332.62-KIT/6

Hairpin-Steckspulen als Regelgröße verarbeitet werden. Die **Analyse der Spulengeometrie** basiert im Wesentlichen auf den nachfolgenden neun Berechnungsoperationen:

- 1) Vorverarbeitung der im neutralen STL-Format vorliegenden Geometriedaten zur Steigerung der Berechnungsgeschwindigkeit durch die Reduktion der maximalen Anzahl an Dreiecksfacetten der triangulierten Spulenoberfläche,
- 2) Identifikation von möglichen Anfangs- und Endpunkten der Profilmittellinie durch eine auf der Graphentheorie basierende Analyse der Dreiecksfacetten der triangulierten Spulenoberfläche zur Ableitung einer initialen Schätzung von wenigen Stützpunkten als Ausgangspunkt der nachfolgenden Optimierungsiterationen,
- 3) Berechnung von Schnittebenen zwischen den durch die Tangenten der Profilmittellinie in den initialen Stützpunkten beschriebenen Normalenebenen und den Dreiecksfacetten der triangulierten Spulenoberfläche,
- 4) Berechnung von Mittelpunkten der Schnittebenen auf Grundlage von rechteckigen Hüllflächen zur iterativen Optimierung der Stützpunktpositionen entlang der Bogenlänge der Hairpin-Steckspule; Vermeidung von Mehrfachschnitten der Spulenoberfläche durch den Ausschluss von Bereichen innerhalb der Schnittebenen, die die zuvor erfassten Stützpunkte nicht einschließen,
- 5) Optimierung der identifizierten Profilmittellinie durch iterative Wiederholung der Berechnungsoperationen 3) und 4) unter Verwendung einer bis zu einem zuvor definierten Maximum exponentiell wachsenden Anzahl an Stützpunkten,
- 6) Ermittlung eines idealisierten Flachdrahtquerschnittes auf Grundlage der Abmessungen eines definierten Anteils der in den vorangegangenen Berechnungsoperationen berechneten Hüllflächen,
- 7) Berechnung der Querschnittsorientierungen der Hairpin-Steckspule in den zuvor ermittelten Stützpunkten der Profilmittellinie durch iteratives Einpassen einer parametrischen Konturbeschreibung der verrundeten Querschnittsgeometrie,
- 8) Ermittlung einer parametrischen Beschreibung der Profilmittellinie durch das Einpassen von anwendungsspezifischen Ansatzfunktionen, z. B. kubischen Splines, in die zuvor berechneten Stützpunkte,
- 9) Rekonstruktion der Hairpin-Schenkel durch das Ersetzen von Hairpin-Enden mit schlechter Datenqualität durch tangential zur Profilmittellinie extrapolierte Daten.

Um die Robustheit des Analysealgorithmus gegenüber unvollständigen Datensätzen zu steigern, umfassen die zuvor beschriebenen Berechnungsoperationen darüber hinaus statische und geometriespezifische Schwellwertoperationen.

6.2.2 Segmentierung der Profilmittellinie

Von der mathematischen Beschreibung der Profilmittellinie und Querschnittsorientierungen ausgehend wurde im Rahmen der angeleiteten Masterarbeit von Yannik Hermann (A_Hermann 2023, S. 47–49) auf Grundlage der durch Tim Zimmermann in (A_Zimmermann 2022, S. 39–43) dargelegten Vorarbeiten gemeinsam ein mehrstufiger Algorithmus zur Identifikation der charakteristischen Geometrieelemente von Hairpin-Steckspulen erarbeitet. Hierfür werden in einem ersten Schritt die Nullstellen und Sattelpunkte der **Krümmungsverläufe** κ_w und κ_h in der Normalen- und Binormalenrichtung der Profilmittellinie ermittelt. Die hierdurch identifizierten Punkte sind im Kontext der Segmentierung der Profilmittellinie als mögliche Grenzen der Geometrieelemente anzusehen und werden im Folgenden zusammenfassend als **charakteristische Punkte** bezeichnet. Da die Menge der charakteristischen Punkte aufgrund von numerischen Effekten, geometrischen Imperfektionen und lokalen Schwankungen des Krümmungsverlaufes neben den für die Segmentierung der Profilmittellinie relevanten Grenzpunkten auch vernachlässigbare Zwischenpunkte umfasst, wird diese in einem zweiten Schritt gefiltert. In diesem Zusammenhang werden zur Bewertung von charakteristischen Punkten, die auf **Nullstellen** basieren, die beiden nachfolgenden Kriterien auf Basis von geometriespezifischen Schwellwerten angewendet:

- Vernachlässigung von charakteristischen Nullstellen, wenn der auf den Betrag des globalen Extremwertes normierte Betrag des lokalen Extremwertes zwischen aufeinanderfolgenden Nullstellen einen relativen Schwellwert unterschreitet,
- Vernachlässigung von charakteristischen Nullstellen, wenn der Abstand zwischen zwei aufeinanderfolgenden Nullstellen eine definierte Anzahl an Stützpunkten unterschreitet.

Weiterhin wird die Menge der charakteristischen Punkte, die auf **Sattelpunkten** der Krümmungsverläufe basieren, durch Anwendung einer iterativen Auswahlmethodik auf die für die Geometriesegmentierung relevanten Grenzpunkte beschränkt:

- 1) Segmentierung des Krümmungsverlaufes zwischen aufeinanderfolgenden Nullstellen in einen steigenden und fallenden Bereich auf Grundlage der Position des lokalen Extremwertes,
- 2) Reduktion der Menge an charakteristischen Punkten in beiden Bereichen des Krümmungsverlaufes durch eine iterative Auswahl bis zum Vorliegen der zwei die maximale und minimale Krümmungsänderung beschreibenden Sattelpunkte.

Die auf Basis der in Abbildung 6-4 visualisierten Vorgehensweise identifizierten Grenzpunkte der charakteristischen Geometrieelemente entlang der Profilmittellinie stellen die Grundlage der im nachfolgenden Abschnitt dargelegten Merkmalsextraktion dar.

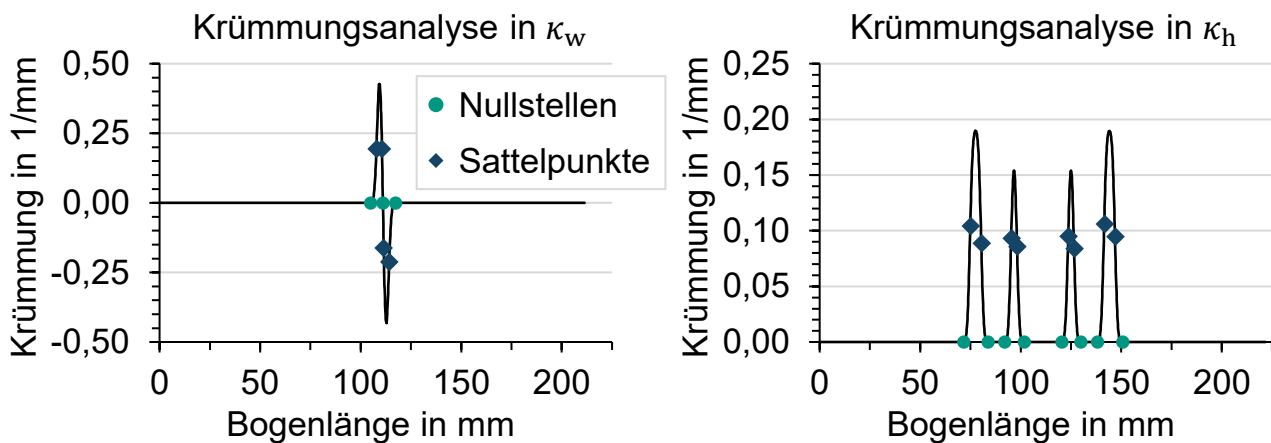


Abbildung 6-4: Segmentierung der Profilmittellinie zur Identifikation der charakteristischen Geometrieelemente von Hairpin-Steckspulen

6.2.3 Merkmalsextraktion zur Beschreibung der Geometrieelemente

Um die charakteristischen Eigenschaften der segmentierten Geometrieelemente aus der mathematisch eindeutigen Geometriebeschreibung zu extrahieren, wurden im Rahmen der angeleiteten Masterarbeit von Yannik Hermann (A_Hermann 2023, S. 49–59) unter Berücksichtigung der in (A_Zimmermann 2022, S. 43–64) beschriebenen Vorarbeiten unabhängige Berechnungsmethoden zur Ermittlung von Biegepositionen, Biegewinkeln und Biegeradien erarbeitet.

Die **Biegepositionen** entlang der abgewickelten Bogenlänge von Hairpin-Steckspulen stellen als Abstände der aufeinanderfolgenden Geometrieelemente eine wichtige Stellgröße von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen dar und können durch Summation der Stützpunktabstände der mathematischen Geometriebeschreibung ermittelt werden. Der hiermit einhergehende Linearisierungsfehler ist aufgrund der großen Anzahl an Stützpunkten, die für eine hinreichend präzise Beschreibung der stark gekrümmten Spulengeometrie notwendig ist, als vernachlässigbar anzusehen. Alternativ kann die den Biegepositionen zugrunde liegende Berechnung der Bogenlänge bei einer geringen Anzahl an Stützpunkten anhand von nichtlinearen Ansatzfunktionen, z. B. kubischen Splines, erfolgen.

Die Berechnung des **Biegewinkels** der zu parametrierenden Geometrieelemente kann sowohl indirekt auf Basis des ermittelten Krümmungsverlaufes als auch direkt auf

Grundlage der mathematischen Geometriebeschreibung erfolgen. Der indirekte Lösungsansatz zur Ermittlung des Biegewinkels α^i des i -ten Geometrieelementes beruht wie in Gleichung 6-3 aufgezeigt auf der Integration des von der Bogenlänge abhängigen Krümmungsverlaufes $\kappa(s)$ innerhalb der durch die charakteristischen Nullstellen des Geometrieelementes definierten Integrationsgrenzen s_0^i und s_1^i der Bogenlänge.

$$\alpha^i = \int_{s_0^i}^{s_1^i} \kappa(s) ds \quad 6-3$$

Da sowohl mit der Berechnung des Krümmungsverlaufes als auch der Ermittlung der Integrationsgrenzen und darauf basierenden Integration numerische Abweichungen einhergehen, ist bei hinreichend großen Abständen der Geometrieelemente eine direkte Berechnung des Biegewinkels auf Grundlage der mathematischen Geometriebeschreibung zu bevorzugen. Hierbei ist der skalare Biegewinkel α^i des i -ten Geometrieelementes mit dem Raumwinkel zwischen den beiden das zu charakterisierende Geometrieelement umfassenden Geradensegmenten gleichzusetzen. Eine effiziente Möglichkeit zur mathematischen Beschreibung der Geradensegmente stellt eine Hauptkomponentenanalyse in den entsprechenden Intervallen der Geometriebeschreibung dar. Die Hauptrichtungen der die Geradensegmente charakterisierenden Regressionsvektoren \mathbf{v}_S^i und \mathbf{v}_S^{i-1} können durch eine Singulärwertzerlegung der die Abstände der Stützpunkte von deren Mittelwert beschreibenden Matrix und die Identifikation des größten Singulärwertes ermittelt werden (vgl. Hanson & Norris 1981). Der Biegewinkel α^i kann darauf basierend gemäß Gleichung 6-4 berechnet werden.

$$\alpha^i = \cos^{-1} \left(\frac{\mathbf{v}_S^i \cdot \mathbf{v}_S^{i-1}}{\|\mathbf{v}_S^i\| \|\mathbf{v}_S^{i-1}\|} \right) \quad 6-4$$

Aufgrund der für eine Ableitung des Führungsgrößenvektors aus der Zielgröße unzureichenden Berechnungsgenauigkeit der infrage kommenden indirekten Lösungsansätze basiert die Implementierung des zur Ermittlung der **Biegeradien** eingesetzten Algorithmus ebenfalls auf einer direkten Auswertung der mathematischen Geometriebeschreibung. Die Berechnungsmethodik umfasst in den Intervallen der zu charakterisierenden Geometrieelemente die nachfolgenden Berechnungsoperationen:

- 1) Ermittlung einer Regressionsebene in dem durch die charakteristischen Sattelpunkte begrenzten Intervall des gekrümmten Geometrieelementes durch eine

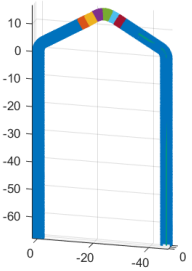
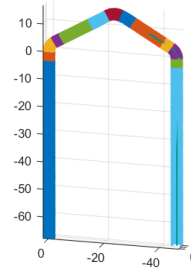
- Singulärwertzerlegung der die Abstände der Stützpunkte von deren Mittelwert beschreibenden Matrix und die Identifikation des kleinsten Singulärwertes,
- 2) Transformation der Stützpunkte im spezifischen Intervall der Geometriebeschreibung in die Regressionsebene durch Anwendung der Rodrigues-Rotation zur Reduktion der geometrischen Ordnung auf den zweidimensionalen Raum,
 - 3) Lösen der allgemeinen Kreisgleichung durch Anwendung eines quadratischen Optimierungsverfahrens zur Ermittlung des mittleren Biegeradius R^i der mittleren Faser (Profilmittellinie) im spezifischen Intervall des i -ten Geometrieelementes.

Eine Alternative zur Beschreibung der gekrümmten Geometrieelemente stellt die Ermittlung der Ellipsengleichung auf Grundlage des analogen Berechnungsansatzes dar.

6.2.4 Verifikation des Führungsgrößenbildners

Vor dem Hintergrund der mehrstufigen, mit komplexen Berechnungsoperationen und geometriespezifischen Schwellwerten verbundenen Methodik zur Implementierung des Führungsgrößenbildners wurde dessen Funktionalität im Vorfeld der Integration in das Regelungssystem an unterschiedlichen Varianten der im Abschnitt 3.1.2 eingeführten Formen von Hairpin-Steckspulen verifiziert. Durch den Vergleich der aus der parametrischen Konstruktion der Hairpin-Geometrien resultierenden Geometrieigenschaften mit den durch den Führungsgrößenbildner ermittelten Führungsgrößen konnten sowohl eine ausreichende Genauigkeit als auch Robustheit nachgewiesen werden (vgl. A_Hermann 2023, S. 86–93). Tabelle 6-1 zeigt einen Auszug der Ergebnisse der erfolgreich abgeschlossenen Verifikation des Führungsgrößenbildners auf.

Tabelle 6-1: Verifikation des Führungsgrößenbildners durch den Vergleich der Analyseergebnisse und Konstruktionsdaten einer Hairpin-Steckspule mit F-Form

Geometrie-segmentierung in κ_w				Geometrie-segmentierung in κ_h			
Biegewinkel		Biegeradius		Biegewinkel		Biegeradius	
Analyse	CAD	Analyse	CAD	Analyse	CAD	Analyse	CAD
26,27°	30,00°	5,51 mm	3,97 mm	60,00°	60,00°	4,03 mm	4,04 mm
26,27°	30,00°	5,35 mm	3,99 mm	59,86°	60,00°	5,26 mm	5,29 mm
				59,99°	60,00°	4,03 mm	4,04 mm

6.3 Implementierung des Messgliedes

Über den Führungsgrößenbildner und den modellbasierten Regler hinaus stellt das direkte Messglied zur **Erfassung der Regelgröße** das dritte Grundelement des zu implementierenden Regelungssystems dar. Um den Rahmenbedingungen von Biegemaschinen mit einem und mehreren Arbeitspunkten gerecht zu werden (vgl. Abschnitt 3.1.3), werden im Folgenden zwei alternative Lösungsansätze beschrieben:

- Messglied zur vollständigen Erfassung der dreidimensionalen Geometrie der Hairpin-Steckspule auf Basis eines **Off-Machine-Messsystems**,
- Messglied zur prozessintegrierten Erfassung von zweidimensionalen Geometrie-elementen der Hairpin-Steckspule auf Basis eines **In-Process-Messsystems**.

6.3.1 Off-Machine-Messglied zur vollständigen 3D-Geometrieerfassung

Das auf einem Off-Machine-Messsystem basierende Messglied zur vollständigen Erfassung der dreidimensionalen Spulengeometrie umgeformter Hairpin-Steckspulen umfasst zwei Teilsysteme: ein optisches 3D-Messsystem mit einer neutralen Datenschnittstelle und ein Auswertungssystem zur Ableitung des Rückführgrößenvektors r aus den dreidimensionalen Messdaten der erfassten Regelgröße x .

Vor diesem Hintergrund wurde das bereits im Rahmen der Validierung des numerischen Prozessmodells (vgl. Abschnitt 5.2.5) eingesetzte Off-Machine-Messsystem GOM ATOS Q 8M der Carl Zeiss GOM Metrology GmbH zur vollständigen Erfassung der **dreidimensionalen Hairpin-Geometrie** verwendet. Um die Geometrieerfassung zu beschleunigen und zu standardisieren, wurde ein automatisierter Drehtisch vom Typ GOM ROT 350 in das Messsystem integriert. Die zu erfassende Hairpin-Steckspule wird nach dem sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozess analog zu der im Kontext der Validierung des numerischen Prozessmodell beschriebenen Vorgehensweise am Ende eines Spulenschenkels gespannt, um eine Erfassung der resultierenden Rückfederung nach Last zu ermöglichen. Nach dem Abschluss der Messdatenerfassung wird die digitalisierte Spulenoberfläche unter Verwendung der in der Softwareumgebung GOM Inspect Suite 2020 verfügbaren Methode „Polygonisieren“ mit Dreiecksfacetten vernetzt und im herstellerunabhängigen STL-Format exportiert.

Die **polygonisierte Spulengeometrie** kann nachfolgend mit dem im Kontext der Implementierung des Führungsgrößenbildners eingeführten Algorithmus zur Ableitung des Führungsgrößenvektors aus der Zielgröße verarbeitet werden. Die Grundlage der

synergetischen Nutzung des **Analysealgorithmus** stellt dessen neutrale Datenschnittstelle im unabhängigen STL-Format dar, die eine Substitution der parametrischen Eingangsgröße (Zielgröße) durch eine messtechnisch erfasste Eingangsgröße (Regelgröße) gestattet. Der im Abschnitt 6.2.1 beschriebene Algorithmus zur Ermittlung der Profilmittellinie und Querschnittsorientierungen ist aufgrund des iterativen Berechnungsverfahrens robust gegenüber messtechnischen Imperfektionen. Weiterhin können die in den Abschnitten 6.2.2 und 6.2.3 eingeführten Algorithmen zur Identifikation der charakteristischen Geometrielemente und Merkmalsextraktion ohne Einschränkungen auf Messdaten eingesetzt werden. Somit ermöglicht die im Abschnitt 6.2 eingeführte Vorgehensweise zur Geometrieanalyse von Hairpin-Steckspulen die Ableitung eines mit dem Führungsgrößenvektor w vergleichbaren Rückführgrößenvektors r aus der messtechnisch erfassten Regelgröße x .

Da durch die Lackisolation des Kupferflachdrahtes bedingte Reflexionen der Spulenoberfläche zu Störungen von optischen Messsystemen führen, müssen die messtechnisch zu erfassenden Hairpin-Steckspulen nach aktuellem Stand der Technik im Vorfeld der Messung mit einem Scanningspray mattiert werden. Durch die damit im beschriebenen Anwendungsfall einhergehende Steigerung der Messzeit auf ca. acht Minuten und den möglichen Eintrag von Partikeln in die zu fertigende Statorwicklung ist der gewählte Lösungsansatz ausschließlich für **Stichprobenprüfungen** – bspw. nach einem Chargenwechsel des Kupferflachdrahtes – oder die zyklische Optimierung des Biegeprogramms im Rahmen der **Prozessinbetriebnahme** geeignet. Durch die auf einer sowohl system- als auch herstellerunabhängigen Geometriebeschreibung basierende Methodik der Messdatenverarbeitung weist der erarbeitete Lösungsansatz jedoch die notwendigen Schnittstellen für die zukünftige Integration von leistungsfähigen Messsystemen, z. B. auf Basis von Laserprofilsensoren, in das Regelungssystem auf, um einen Einsatz im Kontext der automobilen Serienproduktion zu befähigen.

6.3.2 In-Process-Messglied zur iterativen 2D-Geometrieerfassung

Um den spezifischen Rahmenbedingungen zur sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen eingesetzter Transferbiegemaschinen mit mehreren Arbeitspunkten gerecht zu werden, wurde neben dem zuvor beschriebenen Off-Machine-Messglied zur Erfassung der dreidimensionalen Spulengeometrie ein auf einem In-Process-Messsystem basierendes Messglied zur prozessintegrierten Erfassung von **zweidimensionalen Geometrielementen** entwickelt. Die hierfür

gewählte Vorgehensweise wurde vorab in Teilen in (Wirth et al. 2023a) veröffentlicht und wird im vorliegenden Abschnitt näher beschrieben.

Die messtechnische Grundlage der Implementierung des direkten In-Process-Messgliedes stellt eine **monochrome Industriekamera** vom Typ UI-3280CP-M-GL Rev.2 der IDS Imaging Development Systems GmbH mit einer Auflösung von 2456×2054 Pixeln dar. Diese ermöglicht in Kombination mit einem geeigneten Objektiv des Typs IDS-10M11-C1220 mit einer Brennweite von 12 mm bei einem Abstand von ca. 290 mm zur Bildebene die Erfassung eines Bildbereiches von etwa $209 \text{ mm} \times 179 \text{ mm}$. Die im spezifischen Anwendungsfall erzielbare Messauflösung von ca. 0,09 mm pro Pixel ist für eine direkte Run-by-Run-Prozessregelung als ausreichend anzusehen. Um die Robustheit der optischen Bilderfassung gegenüber sich zeitlich verändernden Umgebungsbedingungen zu verbessern und den Einfluss von Reflexionen zu minimieren, wurden eine nahezu vollständig geschlossene Blende und eine rote Hintergrundbeleuchtung des Typs BAE LX-VS-HR30 der Balluff GmbH verwendet.

Die durch das Kamerasystem erfassten **Geometrielemente** der Hairpin-Steckspule werden durch ein in der Programmiersprache Python 3.9 implementiertes **Bildverarbeitungssystem** ausgewertet. Die für die Initialisierung und Parametrierung des Kamerasystems sowie die zyklische Bilderfassung notwendigen Methoden wurden auf Grundlage der proprietären Programmbibliothek pyueye¹⁴ (Version 4.96) der IDS Imaging Development Systems GmbH implementiert. Die objektorientierte Implementierung der Verarbeitungsoperationen basiert hingegen auf den Methoden der etablierten Programmbibliotheken Numpy¹⁵ (Version 1.24) und OpenCV¹⁶ (Version 4.7). Nachfolgend werden der grundsätzliche Messablauf und die wichtigsten Lösungsansätze zur Implementierung der **Auswertungsalgorithmen** beschrieben:

- 1) Initialisierung des Messzyklus und Positionierung der zu erfassenden Geometrielemente der Hairpin-Steckspule im Messfeld durch das Steuerungssystem des prozessgeregelten Maschinenmoduls,
- 2) Bilderfassung durch das monochrome Kamerasystem und Transformation der Rohdaten in ein für die weitere Verarbeitung geeignetes Graustufenbild,

¹⁴ <https://pypi.org/project/pyueye/#description>, „pyueye - Python bindings for uEye API“ [Zugriff am 15.06.2024]

¹⁵ <https://numpy.org/doc/1.24/reference/index.html>, „NumPy Reference“ [Zugriff am 15.06.2024]

¹⁶ <https://docs.opencv.org/4.7.0>, „OpenCV modules“ [Zugriff am 15.06.2024]

- 3) Vorverarbeitung des Graustufenbildes,
 - a) Kalibrierung des Graustufenbildes zur Minimierung von optischen Verzerrungen mittels etablierter Methoden der Kamerakalibrierung
 - b) Schwellwert-basierte Binarisierung des kalibrierten Graustufenbildes
- 4) Geometrieextraktion auf Basis des Binärbildes,
 - a) Identifikation des Geometrieelementes durch die Berechnung einer rechteckigen Hüllfläche und Extraktion des Bildbereiches
 - b) Extraktion der Mittellinie des Geometrieelementes durch iteratives Anwenden von morphologischen Berechnungsoperationen zur Skelettierung des Binärbildes (vgl. Beyerer et al. 2016, S. 770–779)
- 5) Identifikation der Geometrieelemente und Biegepositionen,
 - a) Ordnen der Stützpunkte entlang der extrahierten Mittellinie des Geometrieelementes mit aufsteigender Distanz der Bogenlänge vom bekannten Startpunkt des Geometrieelementes
 - b) Vereinfachung der durch die geordneten Stützpunkte beschriebenen Mittellinie auf Grundlage des Douglas-Peucker-Algorithmus (vgl. Douglas & Peucker 1973)
- 6) Ableitung von geometrischen Merkmalen aus der vereinfachten Mittellinie,
 - a) Schwellwert-basierte Identifikation von Geradesegmenten
 - b) Berechnung von Biegewinkeln zwischen den Geradensegmenten
- 7) Beenden des Messzyklus und Rückführung der Hairpin-Steckspule in die Ausgangsposition durch das Steuerungssystem des Maschinenmoduls.

Über die zuvor beschriebenen Mess- und Bildverarbeitungsoperationen hinaus umfasst das In-Process-Messglied eine auf dem etablierten Kommunikationsstandard OPC-UA basierende **Schnittstelle** zur bidirektionalen Kommunikation mit dem OPC-UA-Server der speicherprogrammierbaren Steuerung (SPS) des im Abschnitt 6.4 beschriebenen Maschinenmoduls. Die Grundlage der Implementierung stellen die Client-spezifischen Methoden der Programmbibliothek FreeOpcUa¹⁷ (Version 0.98) dar. Die Schnittstelle ermöglicht es, die nach der Messdatenanalyse vorliegenden Eigenschaften der Geometrieelemente als Rückführgrößenvektor in die SPS des prozessgeregelten Maschinenmoduls zurückzuführen. Die Zykluszeit des Bildverarbeitungssystems steht in Abhängigkeit von der Größe des zu erfassenden Geometrieelementes, ist jedoch

¹⁷ <https://python-opcua.readthedocs.io/en/latest>, „Python OPC-UA Documentation“ [Zugriff am 15.06.2024]

unter Vernachlässigung der Zu- und Rückführoperationen mit einer Laufzeit von weniger als einer Sekunde im Allgemeinen als hinreichend kurz anzusehen.

Um die Anwendbarkeit des Bildverarbeitungssystem und damit des zu implementierenden In-Process-Messgliedes zu verbessern, wurde unter Verwendung der Programmiersbibliothek PyQt5¹⁸ (Version 5.15) eine **grafische Benutzeroberfläche** (Graphical User Interface – GUI) implementiert, die in Abbildung 6-5 dargestellt ist.

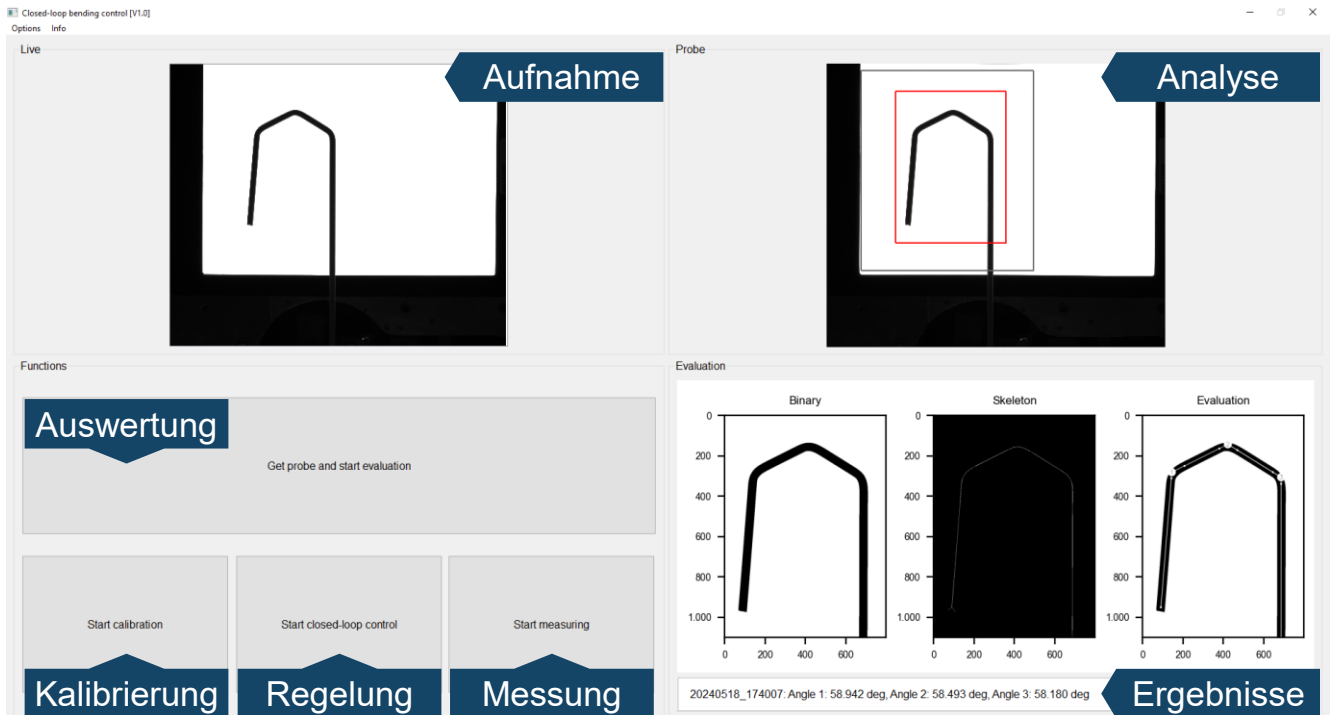


Abbildung 6-5: Grafische Benutzeroberfläche (GUI) des In-Process-Messgliedes

6.4 Maschinenmodul zur prozessgeregelten Hairpin-Formgebung

Um eine experimentelle Validierung des im Abschnitt 4.1 dargelegten Lösungsansatzes zur Optimierung der Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen zu ermöglichen, wurde im Rahmen der Forschungsarbeiten ein Maschinenmodul für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen von Kupferflachdraht entwickelt und implementiert. Der **Funktionsumfang** des Maschinenmoduls ist auf die Formgebung von Hairpin-Steckspulen mit ebenen Geometrieelementen und das Rotationszugbiegeverfahren beschränkt, um die Komplexität auf den notwendigen Umfang zu begrenzen und den Einfluss maschinenspezifischer Störgrößen zu minimieren. Während durch die Basisfunktionen des Maschinenmoduls die Rahmenbedingungen für die im Abschnitt 5.2.5

¹⁸ <https://www.riverbankcomputing.com/static/Docs/PyQt5>, „PyQt5 Reference Guide“ [Zugriff am 15.06.2024]

dargelegte Validierung des numerischen Prozessmodells geschaffen werden, gestattet die Integration der in den Abschnitten 6.1 bis 6.3 eingeführten Grundelemente des Regelungssystems in das Maschinenmodul eine experimentelle Validierung der direkten Run-by-Run-Prozessregelung. Wie in Abbildung 6-6 aufgezeigt, stellt das Maschinenmodul zum prozessgeregelten Biegen von Hairpin-Steckspulen ein Teilsystem einer **modularen Funktionseinheit** zur Erforschung von flexiblen Umformprozessen im Kontext der Hairpin-Technologie dar, die im Rahmen der durch das Ministerium für Wirtschaft, Arbeit und Tourismus Baden-Württemberg bzw. das Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz geförderten Forschungsvorhaben AnStaHa¹⁹ und AgiloDrive2²⁰ zwischen 2020 und 2023 am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) implementiert wurde.

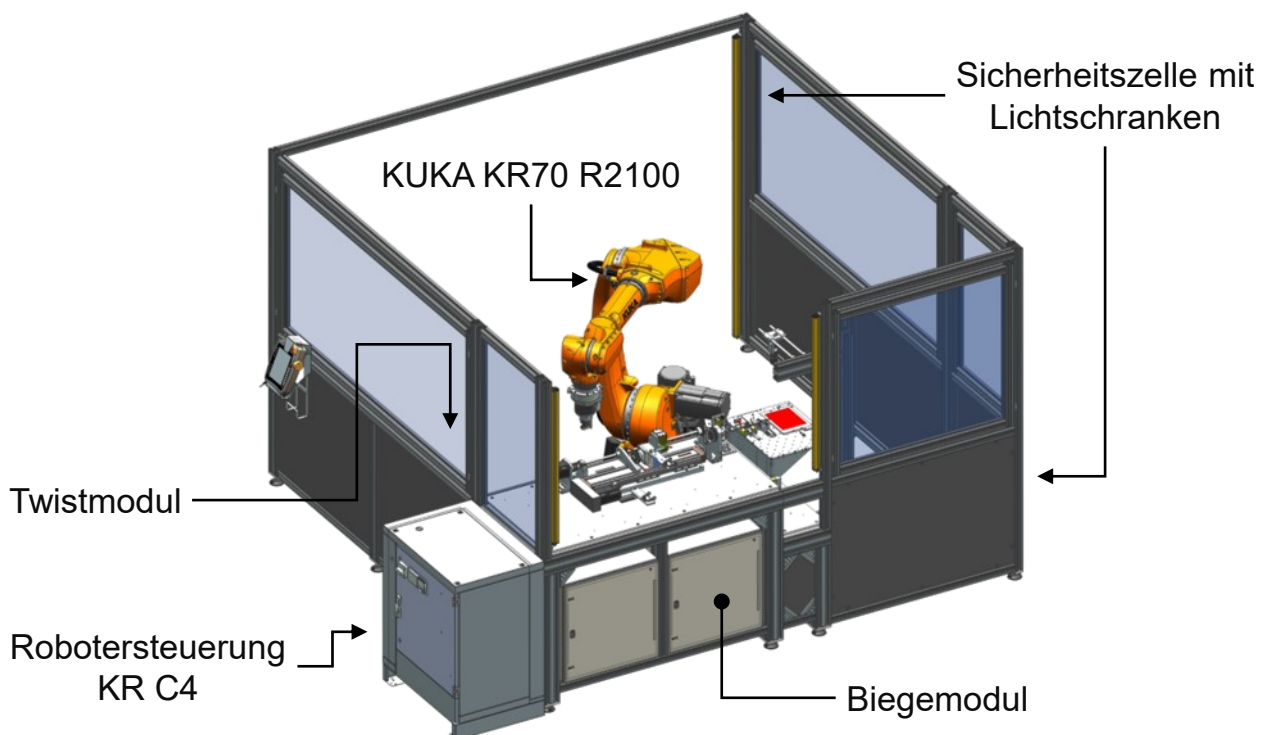


Abbildung 6-6: Funktionseinheit zur Erforschung von flexiblen Umformprozessen im Kontext der Fertigung von Statorn mit Hairpin-Wicklung mit Maschinenmodul zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen

¹⁹ AnStaHa – Anlagenentwicklung für Fertigung von Statorn mit Hairpintechnologie; Förderzeitraum: 2017–2021; Fördermittelgeber: Ministerium für Wirtschaft, Arbeit und Tourismus Baden-Württemberg; Az. 3-4332.62-KIT/6

²⁰ AgiloDrive2 – Agile Produktionssysteme und modulare Produktbaukästen für elektrische Traktionsmotoren, Teilvorhaben: Methoden und Prozesse für die effiziente Entwicklung und agile Produktion elektrischer Traktionsmotoren; Förderzeitraum: 2021–2024; Fördermittelgeber: Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz; Projektträger: VDI Technologiezentrum GmbH; Fkz. 13IK003H

Das Maschinenmodul besteht gemäß den in (Fleischer et al. 2021b) eingeführten **Modularisierungsebenen** aus zwei Prozessmodulen zum sequenziellen Fördern und Biegen des Kupferflachdrahtes sowie einem Werkzeug- und Spannbaukasten:

- Fördermodul mit zwei kinematischen Freiheitsgraden,
- Rotationszugbiegemodul mit zwei kinematischen Freiheitsgraden sowie Spannachse und Werkzeugwechselsystem,
- Werkzeugbaukasten aus Biegeformen mit unterschiedlichen Biegeradien,
- Spannbaukasten aus Spannbacken mit variablem Spannabstand.

Vor diesem Hintergrund werden im Abschnitt 6.4.1 die Konzeption und mechanische Konstruktion des Maschinenmoduls sowie der Prozessmodule und Baukästen beschrieben. Darauf aufbauend wird im Abschnitt 6.4.2 die Vorgehensweise zur Implementierung der Maschinensteuerung und Integration der Prozessregelung dargelegt.

6.4.1 Konzeption und mechanische Konstruktion des Maschinenmoduls

Die übergeordnete Zielsetzung der Entwicklung und Konstruktion des Maschinenmoduls stellt die vollständige Implementierung der mechanischen Teilsysteme unter Berücksichtigung der für eine Teilautomatisierung notwendigen Schnittstellen dar. Hierfür müssen auf Grundlage der kinematischen Freiheitsgrade der Prozessmodule die nachfolgenden **Haupt- und Nebenoperationen** ermöglicht werden:

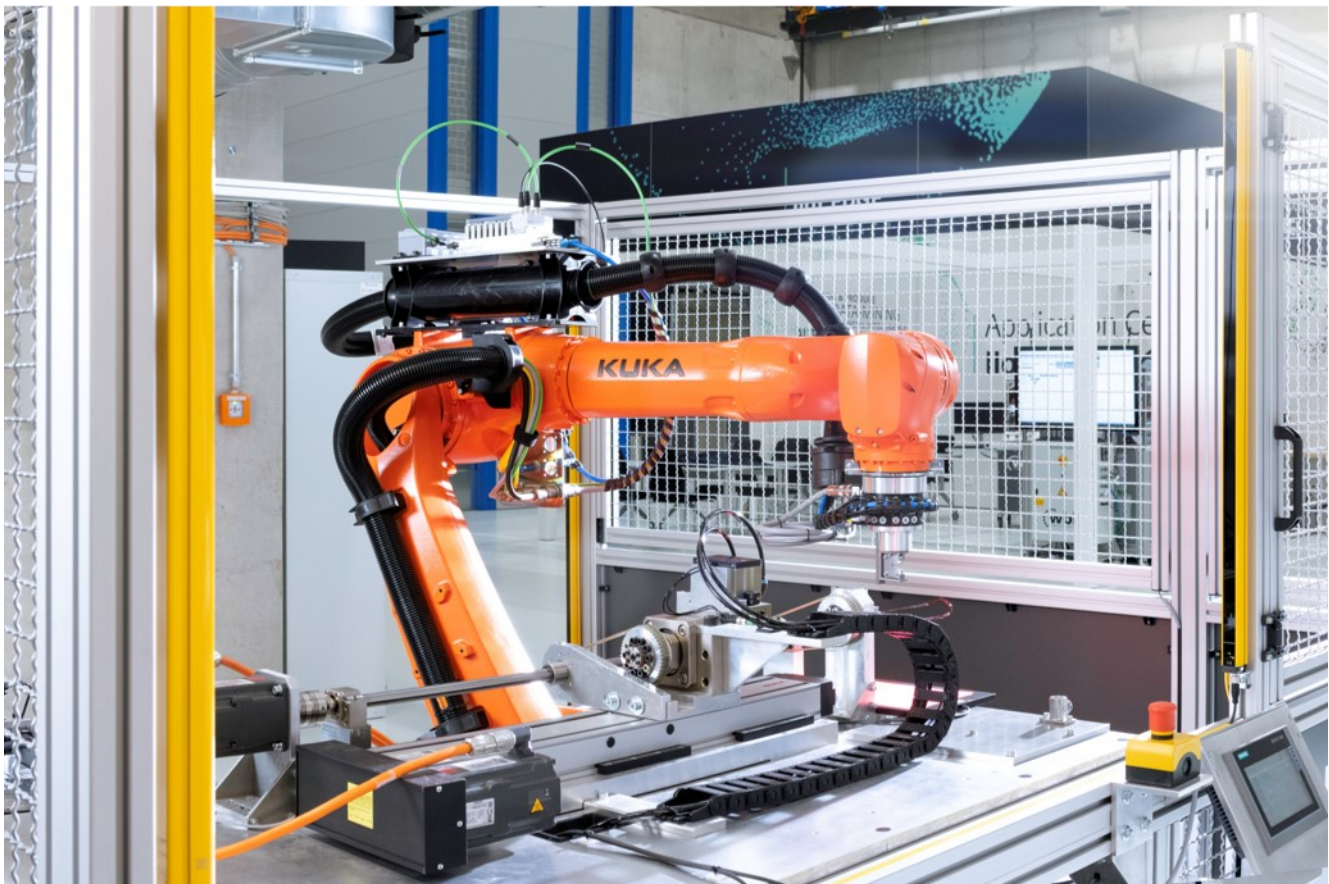
- Greifen, Fördern und Freigeben des Kupferflachdrahtes,
- Heben und Senken des Biegekopfes,
- Spannen und Lösen des Kupferflachdrahtes im Biegeprozess,
- Rotation der Biegeachse mitsamt der Biegeform um den dynamischen Stellwert des Biegewinkels im Biegeprozess.

Um den prozessseitigen Rahmenbedingungen des Rotationszugbiegeverfahrens gerecht zu werden, wurden im Vorfeld der Entwicklung die nachfolgenden **Fest-anforderungen** an die Teilsysteme des Maschinenmoduls formuliert:

- hohe Positioniergenauigkeit der Förder- und Biegeachse,
- hohe Präzision der Zuführung des Kupferflachdrahtes,
- hohe Wiederholgenauigkeit der Werkzeugwechselsysteme,
- sicheres Aufbringen der zur robusten Prozessführung notwendigen Spannkräfte,
- hinreichende Steifigkeit der Teilsysteme zur Aufnahme von Prozesskräften.

Darüber hinaus wurde von der mechanischen Konstruktion ein hoher Modularisierungsgrad gefordert, um eine Integration der Prozessmodule in die übergeordnete Funktionseinheit zu gestatten. Mit den aus der **Modularisierung** resultierenden Schnittstellen wurden zudem die notwendigen Voraussetzungen für eine Erweiterung des Maschinenmoduls um Teilmodule für die im Kontext der sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen relevanten Verfahren des klassischen Rohrbiegens und Schwenkbiegens geschaffen. Um die für eine experimentelle Validierung des Lösungsansatzes notwendige Adaption der maschinenspezifischen Steuergrößen zu ermöglichen, wurden im Rahmen der mechanischen Konstruktion weiterhin Möglichkeiten zur wiederholbaren Einstellung der **Haupt- und Nebenachsen** vorgesehen.

Das in Abbildung 6-7 am Beispiel der kinematischen Formgebung von Hairpin-teckspulen dargestellte Maschinenmodul sowie die im Folgenden beschriebenen Prozessmodule und Baukästen wurden im Rahmen der angeleiteten Bachelor- und Masterarbeit von Johannes Gerner (vgl. A_Gerner 2020; A_Gerner 2023) gemeinsam erarbeitet und vorab in Teilen in (Wirth et al. 2024) veröffentlicht.



*Abbildung 6-7: Maschinenmodul zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen
(Foto: Amadeus Bramsiepe, KIT, 2022)*

Fördermodul

Das in seiner Hauptfunktion der zyklischen **Zuführung des Kupferflachdrahtes** dienende Fördermodul stellt ein auf einer Grundplatte aus Aluminium basierendes Prozessmodul mit zwei kinematischen Freiheitsgraden dar. Während die translatorische **Hauptachse** das axiale Fördern des Kupferflachdrahtes in Abhängigkeit der angestrebten Biegepositionen ermöglicht, ist die rotatorische **Nebenachse** im Kontext des Rotationszugbiegens über die Möglichkeit zur numerischen Kompensation von Lagefehlern hinaus nicht aktiv. Durch die Verfügbarkeit der Nebenachse gestattet das Fördermodul in Kombination mit alternativen Verfahren des kinematischen Biegens zudem die Formgebung von dreidimensionalen Hairpin-Geometrien. Über die elektromechanischen Haupt- und Nebenachsen hinaus umfasst das Prozessmodul ein pneumatisches **Greifsystem** zum zyklischen Greifen des Kupferflachdrahtes im Förderprozess und ein pneumatisches **Ablängsystem**. Um eine manuelle Entnahme der gebogenen Hairpin-Steckspulen zu gestatten, wurde das in das Prozessmodul integrierte Ablängsystem im Rahmen der experimentellen Versuchsdurchführung jedoch deaktiviert.

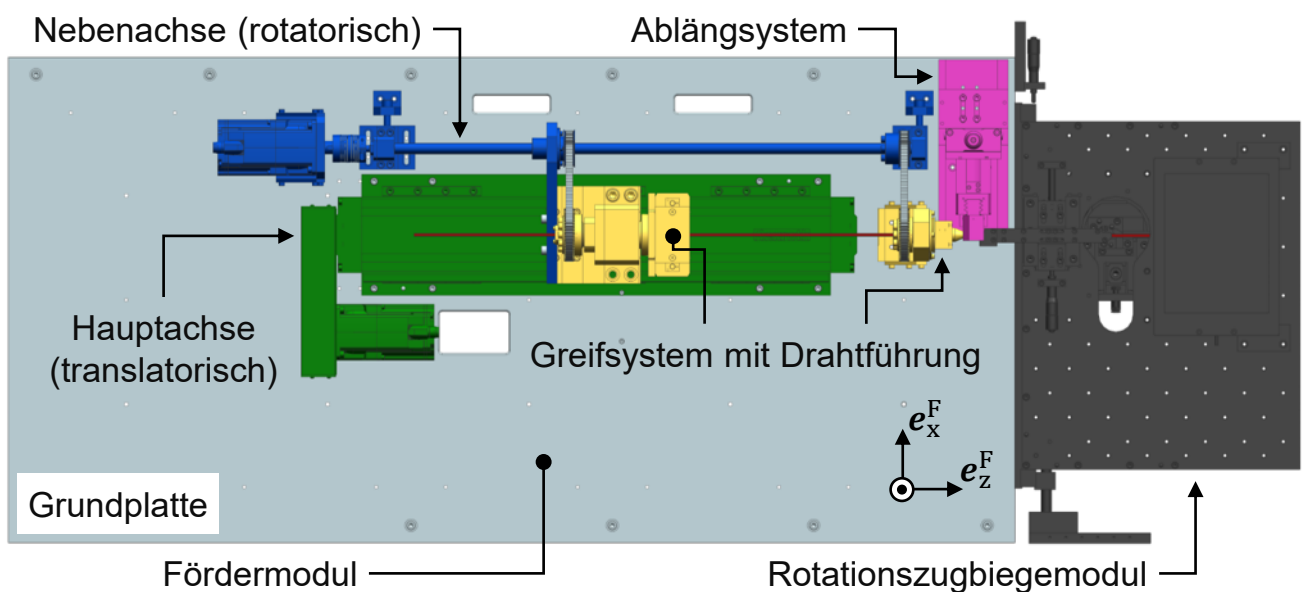


Abbildung 6-8: Fördermodul des Maschinenmoduls zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Wie in Abbildung 6-8 dargestellt, basiert die Konstruktion des Fördermoduls auf drei mechanischen Teilsystemen: einer Linearachse mit Riemenvorgelege zur Integration eines Servomotors (grün), einer Drehmomentwelle mit direktem Servoantrieb (blau) und einem drehbar gelagerten Greifsystem mit Drahtdurchführung (gelb). Hierfür

wurden unter Berücksichtigung der Bauraum- und Belastungsanforderungen im Rahmen von (A_Gerner 2020, S. 48–56) die nachfolgenden **Komponenten** ausgewählt:

- Linearachssystem mit Kugelgewindetrieb vom Typ CKK-110-NN-1 der Bosch Rexroth AG mit einer Spindelsteigung von 5 mm und einem effektiven Verfahrensweg von 500 mm,
- Drehmomentwelle mit Rotations-Drehmomentkugelbuchse vom Typ SPR16-1-812/CU der Dr. Erich TRETTER GmbH + Co. mit 812 mm Länge,
- Universalgreifer vom Typ PGN-plus-P 100-2-AS-K der SCHUNK GmbH & Co. KG mit 5 mm Hub, 2200 N Schließkraft und Greifkraftherhaltung.

Die für die Prozessführung relevante **Positioniergenauigkeit** des Linearachssystems ist im stationären Zustand der Antriebsregelung bei einer Übersetzung des Riemenvorgeleges von 1:1, einer Spindelsteigung des Kugelgewindetriebes von 5 mm und einem maximalen Winkelfehler des Absolutwertgebers von ± 100 arcsec (AM22DQC der Siemens AG) mit einer Absolutgenauigkeit von $\pm 0,4$ μm als hinreichend hoch anzusehen.

Da das Funktionsprinzip des Maschinenmoduls auf einer Entkopplung der Materialvorbereitung vom Biegeprozess basiert, stellt das Richten des Kupferflachdrahtes keinen Funktionsumfang des Fördermoduls dar. Der vorlagerte Teilprozess der Hairpinformgebung wird hingegen in einem von der in Abbildung 6-6 dargestellten Funktionseinheit unabhängigen **Maschinenmodul zum Richten und Ablängen** von Kupferflachdraht umgesetzt. Hierfür wird der Kupferflachdraht von einem durch eine Hysteresebremse gebremsten Tangentialablauf des Typs AT-500Y der mobac GmbH mittels eines pneumatischen Fördersystems unter Zugbelastung durch ein Richtwerk in zwei Ebenen gefördert. Das Richtwerk vom Typ RW/7/32 E der GeDe Drahttrichtertechnologie GmbH weist in Richtung der beiden Hauptachsen des Kupferflachdrahtes jeweils sieben Richtrollen mit einem Durchmesser von 32 mm ohne Einstich auf, wodurch Flachdrähte mit abweichenden geometrischen Abmessungen ohne einen Wechsel der Richtrollen verarbeitet werden können. Nach dem Richten wird der Kupferflachdraht auf Segmente von ca. 2,0 m Länge abgelängt, in einem geeigneten Speicher zwischengelagert und dem Fördermodul manuell zugeführt. Darüber hinaus weist die in Abbildung 6-8 dargestellte Konstruktion des Fördermoduls im Bereich links der translatorischen Hauptachse den notwendigen Bauraum für die zukünftige Integration eines Richtwerkes auf.

Rotationszugbiegemodul

Das technologische Hauptelement des Maschinenmoduls zur sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen stellt das Rotationszugbiegemodul mit zwei kinematischen Freiheitsgraden dar. Das in Abbildung 6-9 dargestellte Prozessmodul basiert auf einem aus Aluminiumplatten gefertigten Biegetisch, in dessen Leitstützstruktur die nachfolgenden vier **Teilsysteme** integriert sind:

- Drahtführung mit manueller Einstellvorrichtung (links, grün/schwarz),
- elektromechanische Biegeachse mit Übersetzungsgetriebe (links, blau),
- pneumatische Zustellachse mit Wegsteuerung (links, violett),
- pneumatische Spannachse mit Kraftsteuerung (rechts, gelb).

Darüber hinaus wurden die zur Integration des Biegetisches in das Maschinenmodul notwendigen Schnittstellen mit mechanischen **Verstellelementen** in Richtung der Koordinatenachsen e_x^F und e_y^F des raumfesten Fördermoduls ausgestattet, um sowohl die Relativposition als auch die Lage der Biegeachse des Rotationszugbiegemoduls zum Fördermodul bedarfsgerecht definieren zu können.

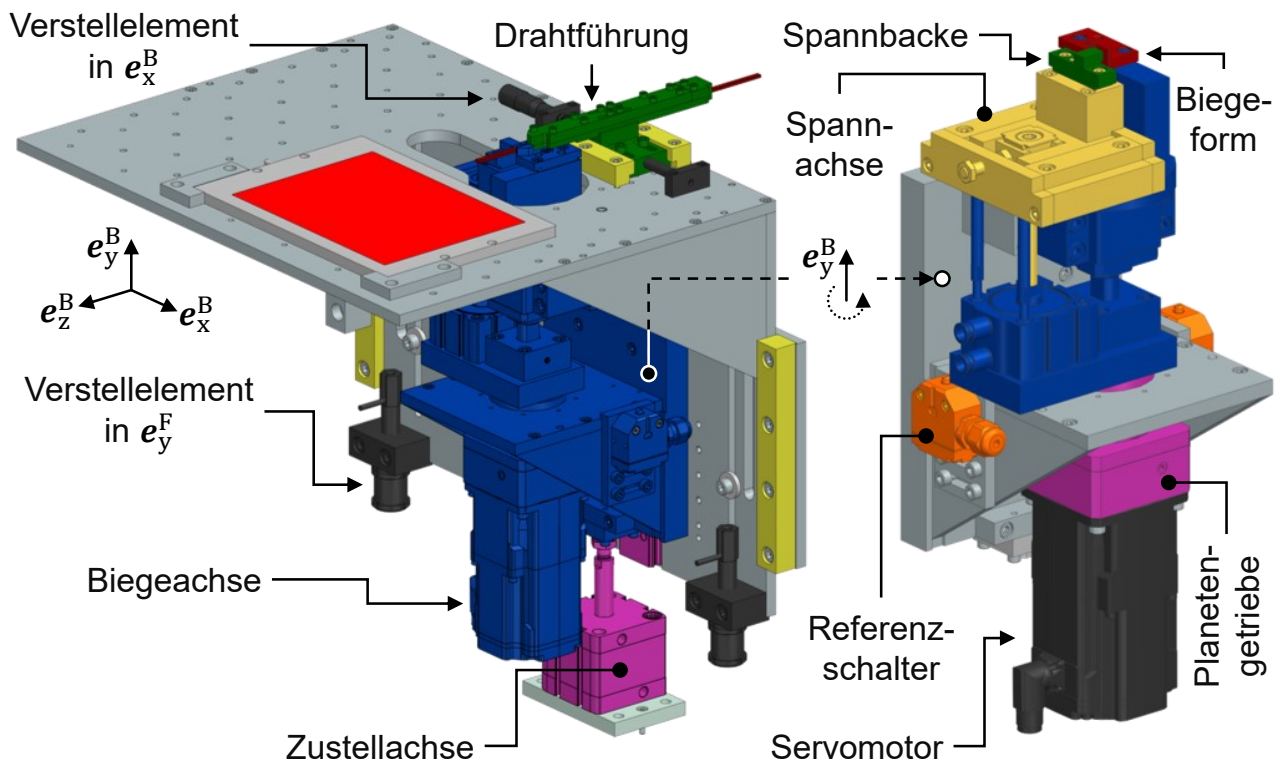


Abbildung 6-9: Rotationszugbiegemodul (links) und Biegeachssystem (rechts) des Maschinenmoduls zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Die für die Umsetzung des Biegeprozesses relevante Hauptachse des Rotationszugbiegemoduls stellt die **Biegeachse** mit einem Rotationsfreiheitsgrad in e_y^B dar. Die Biegeachse ermöglicht es, den Biegekopf samt Biegeform und Spannbacke in Abhängigkeit des durch die Maschinensteuerung vorgegebenen Stellwertes zu schwenken. Bei der Biegeachse handelt es sich um ein elektromechanisches Antriebssystem, das durch einen Servomotor des Typs SIMOTICS 1FK2104 der Siemens AG mit einem Stillstands Drehmoment von 1,27 Nm, einem Maximaldrehmoment von 3,85 Nm und einer Nenndrehzahl von 3000 1/min angetrieben wird. Um die für das Biegen von Kupferflachdrähten mit großem Flächenträgheitsmoment notwendigen Maximaldrehmomente zu gewährleisten, wurde ein Planetengetriebe des Typs PLFE064-007 der Neugart GmbH mit einer Übersetzung von 1:7 in das Antriebssystem der Biegeachse integriert. Hierdurch ergibt sich bei einer Verdrehsteifigkeit von 7,7 Nm/arcmin ein maximales Drehmoment der Biegeachse von ca. 27 Nm. Während die theoretische Positionierungsgenauigkeit der elektromechanischen Biegeachse bei einem auf die Abtriebswelle bezogenen Winkelfehler des Absolutwertgebers von weniger als 0,24 arcmin als vernachlässigbar anzusehen ist, stellt das Verdrehspiel des Planetengetriebes von bis zu 10 arcmin – d. h. ca. $0,167^\circ$ – eine signifikante Störgröße dar. Um den Einfluss des Verdrehspiels auf die Positioniergenauigkeit der Biegeachse zu minimieren, wurde bei der Implementierung der im Abschnitt 6.4.2 beschriebenen Referenzierungs- und Biegezyklen eine von der Drehrichtung abhängige Methodik gewählt. Der Referenzierungszyklus der Biegeachse basiert auf einem mechanischen Nockenschalter vom Typ BNS 819-100-D-11 der Balluff GmbH, der in Wirkrichtung des Biegeprozesses in der Endposition der Biegeachse angebracht ist und in der spezifischen Anwendung eine Wiederholgenauigkeit von ca. $\pm 0,035$ mm bzw. $\pm 0,02^\circ$ aufweist. Weiterhin dient das Flanschgetriebe mit einer statischen Tragzahl von 900 N als Loslager der Fest-Los-Lagerung der Biegeachse. Als Festlager wurde eine Festlagereinheit vom Typ 24076-020 mit einer statischen Tragzahl von 8400 N und einer Steifigkeit von 145 N/ μ m der norelem Normelemente GmbH & Co. KG gewählt. Das Festlager der Lagerung des elektromechanischen Antriebssystems ist in unmittelbarer Umgebung des Biegekopfes angebracht, um den Einfluss von Fertigungs- und Montagetoleranzen auf die Lage der Biegeachse und die Position des Biegekopfes zu minimieren sowie die Steifigkeit zu maximieren. Die Komponenten der mechanischen Leitstützstruktur sind zudem mit Zylinderstiften verbunden, um den Einfluss von Montagetoleranzen zu begrenzen.

Neben dem relativ zur Hauptachse des Kupferflachdrahtes in e_z^F positionierbaren Biegetisch stellt die in Abbildung 6-10 (links) dargestellte **Drahtführung** das wichtigste Verbindungselement zwischen dem Fördermodul und dem Rotationszugbiegemodul dar. Um die Relativposition der Drahtführung zur Biegeachse beim Wechsel der Drahtgeometrie oder der Biegeform anpassen zu können, kann die Drahtführung durch eine auf einer Mikrometerschraube basierende Positioniervorrichtung in Richtung der lokalen Koordinatenachse e_x^B des Biegetisches verschoben werden. Weiterhin dient die Drahtführung im Rotationszugbiegeprozess als Gleitführung und muss daher sowohl ein verklemmungsfreies Fördern als auch eine gute Führung des Kupferflachdrahtes in der Umformzone sicherstellen. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, wurde die Spielpassung der 180 mm langen Drahtführung auf Basis von Erfahrungswissen mit $0,20 \pm 0,01$ mm spezifiziert. Als Werkstoff wurde ein Werkzeugstahl der Güte 1.2312 (40CrMn-MoS8-6) ausgewählt und nach der spanenden Fertigung in mehreren Schritten mit Schleifpapier bis hin zur Körnung 7000 poliert.

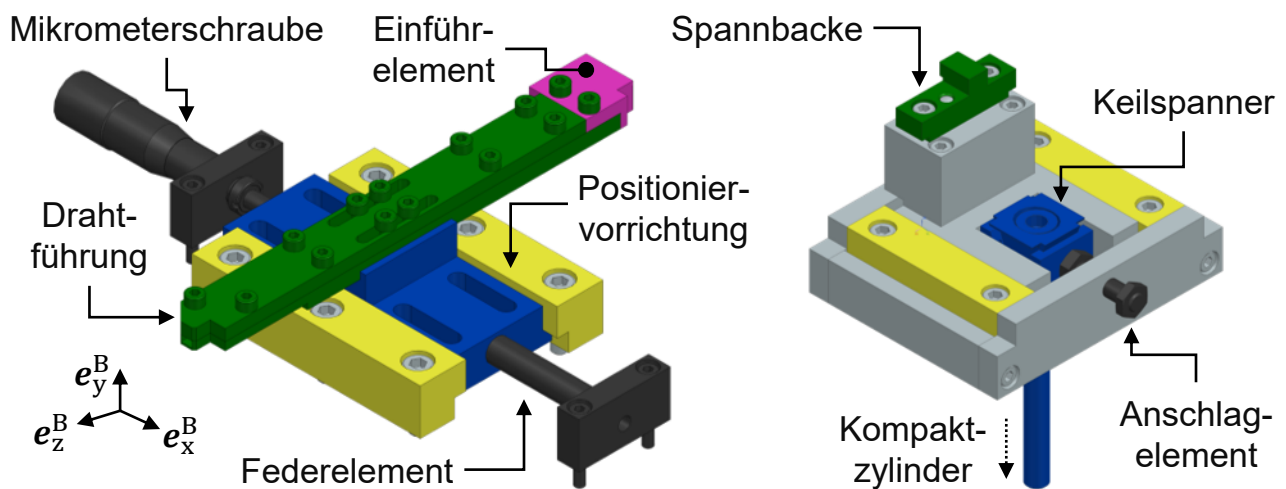


Abbildung 6-10: Drahtführung (links) und Spannachse (rechts) des Rotationszugbiegemoduls zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Darüber hinaus umfasst das Rotationszugbiegemodul mit der Spannachse und der Zustellachse zwei translatorische **Nebenachsen**. Die kraftgesteuerte **Spannachse** (vgl. Abbildung 6-10, rechts) ist in die mechanische Leitstützstruktur der Biegeachse integriert und ermöglicht ein prozesssicheres Spannen des Kupferflachdrahtes im Rotationszugbiegeprozess. Um die Komplexität der Spannachse unter Berücksichtigung des zur Verfügung stehenden Bauraums auf das notwendige Maß zu beschränken, wurde im Rahmen der Entwicklung ein pneumatisches Aktorprinzip ausgewählt. Dieses basiert auf einem doppeltwirkenden Kompaktzylinder vom Typ ADN-S-50-5 der Festo

Vertrieb GmbH & Co. KG mit einem Kolbendurchmesser von 50 mm und einem Hub von 5 mm, der bei einem Betriebsdruck von 6 bar eine maximale Axialkraft von ca. 1200 N gestattet. Zur Verstärkung der Spannkraft und konstruktionsgerechten Wandlung des Richtungssinns der Axialbewegung wurde zudem ein Keilspanner vom Typ 04524-1110 der norelem Normelemente GmbH & Co. KG mit einer Übersetzung von 1:1,4 in den Kraftfluss der Spannachse integriert (A_Gerner 2023, S. 89 f.).

Die **Zustellachse** dient als zweite Nebenachse des Rotationszugbiegemoduls hingegen dem Heben und Senken des Biegekopfes. Die vom Biegeprozess unabhängige Zustelloperation ist im Kontext des Rotationszugbiegeverfahrens aus kinematischen Gründen notwendig, um ein kollisionsfreies Fördern des umgeformten Kupferflachdrahtes nach einer abgeschlossenen Biegeoperation zu ermöglichen. Um den für eine Translationsbewegung des Biegeachssysteme notwendigen Freiheitsgrad in Richtung der lokalen Koordinatenachse e_y^B zu schaffen, wurde eine Profilschienenführung vom Typ QWW27CC der HIWIN GmbH in den Biegetisch integriert. Diese weist in Kombination mit einem Laufwagen mittlerer Vorspannung bei einer zulässigen Momentenbelastung von 200 Nm eine statische Tragzahl von ca. 22 kN auf, was vor dem Hintergrund der im Biegeprozess wirkenden Kräfte und Drehmomente hinreichend ist.

Da aus der Verkettung der technologisch nicht vermeidbaren **Fertigungs- und Montage-toleranzen** eine Verlagerung der Position des Biegekopfes resultiert, wurde das Rotationszugbiegemodul nach der vollständigen Montage mit dem im Abschnitt 5.2.5 eingeführten Messsystem vom Typ GOM ATOS Q 8M und einem Messvolumen von $350 \times 260 \times 260 \text{ mm}^3$ für charakteristische Stellwerte des Biegewinkels von 0° , 90° und 180° vermessen. Hierdurch wurde am Beispiel einer Biegeform mit einem Biegeradius von 4 mm eine Verlagerung des Rotationszentrums des Biegekopfes gegenüber dem Drehzentrum der Biegeachse um 0,50 mm in e_x^B und 0,42 mm in e_z^B nachgewiesen (A_Gerner 2023, S. 96–100). Um den aus den maschinenspezifischen Störgrößen resultierenden Effekten auf die elastische Rückfederung des Flachdrahtes Rechnung zu tragen (vgl. Abschnitt 5.3.2), wurden die im nachfolgenden Abschnitt beschriebenen Biegeformen mit einer geometrischen Achskorrektur beaufschlagt. Hierdurch konnte die Verlagerung des Rotationszentrums gegenüber der Biegeachse des Biegekopfes im Fall des exemplarischen Beispiels auf 0,19 mm in e_x^B und 0,03 mm in e_z^B verringert werden.

Werkzeug- und Spannbaukasten

Um die werkstückberührenden Komponenten des Rotationszugbiegemoduls an die Querschnittsgeometrie des umzuformenden Kupferflachdrahtes anpassen zu können, weisen die Biege- und Spannachse des Rotationszugbiegemoduls mechanische Schnittstellen zum wiederholgenauen Wechsel der Biegeformen bzw. Spannbacken auf. Hierfür wurden in die entsprechenden Kontaktflächen der Leitstützstruktur jeweils zwei gehärtete Zylinderstifte mit einem Durchmesser von 6 mm und der Passung m6 integriert, die eine reproduzierbare Aufnahme von werkzeugseitigen Gegenkonturen der Passung 6H7 ermöglichen. Der **Werkzeuggestaltkasten** umfasst von der Querschnittsgeometrie des umzuformenden Kupferflachdrahtes unabhängige Biegeformen mit Biegeradien von 2 mm, 3 mm, 4 mm, 5 mm, 6 mm sowie 8 mm und kann in Abhängigkeit der im Rotationszugbiegeprozess zu fertigenden Geometrielemente bedarfsgerecht erweitert werden. Der **Spannbaukasten** besteht hingegen aus zwei Spannbacken mit einem um 4 mm abweichenden Spannabstand, die es ermöglichen, den auf 5 mm begrenzten Hub der Spannachse in Abhängigkeit der Querschnittsgeometrie des umzuformenden Kupferflachdrahtes und des Biegeradius der Biegeform in den für ein prozesssicheres Spannen notwendigen Stellbereich zu verlagern. Die Kontaktlänge der Spannbacke mit dem Kupferflachdraht wurde unter Berücksichtigung der Belastbarkeit der Isolationsbeschichtung von ca. 250 MPa (vgl. Abschnitt 5.1.2) sowie der nachfolgenden Annahmen auf 10 mm festgelegt und zur Vermeidung von Isolationsschäden in den Randbereichen einer Kantenverrundung von 0,5 mm versehen:

- maximale Spannkraft: 1700 N,
- minimale Kontakthöhe des Drahtes: 1,50 mm,
- Sicherheitsfaktor: 2,0.

Die als Basis des Werkzeug- und Spannbaukastens dienenden **Grundgeometrien** der **Biegeform** und **Spannbacke** sind in Abbildung 6-11 dargestellt. Als Werkstoff wurde analog zur Drahtführung ein Werkzeugstahl der Güte 1.2312 (40CrMn-MoS8-6) ausgewählt und nach der spanenden Fertigung mit Schleifpapier in mehreren Schritten bis hin zur Körnung 7000 poliert.

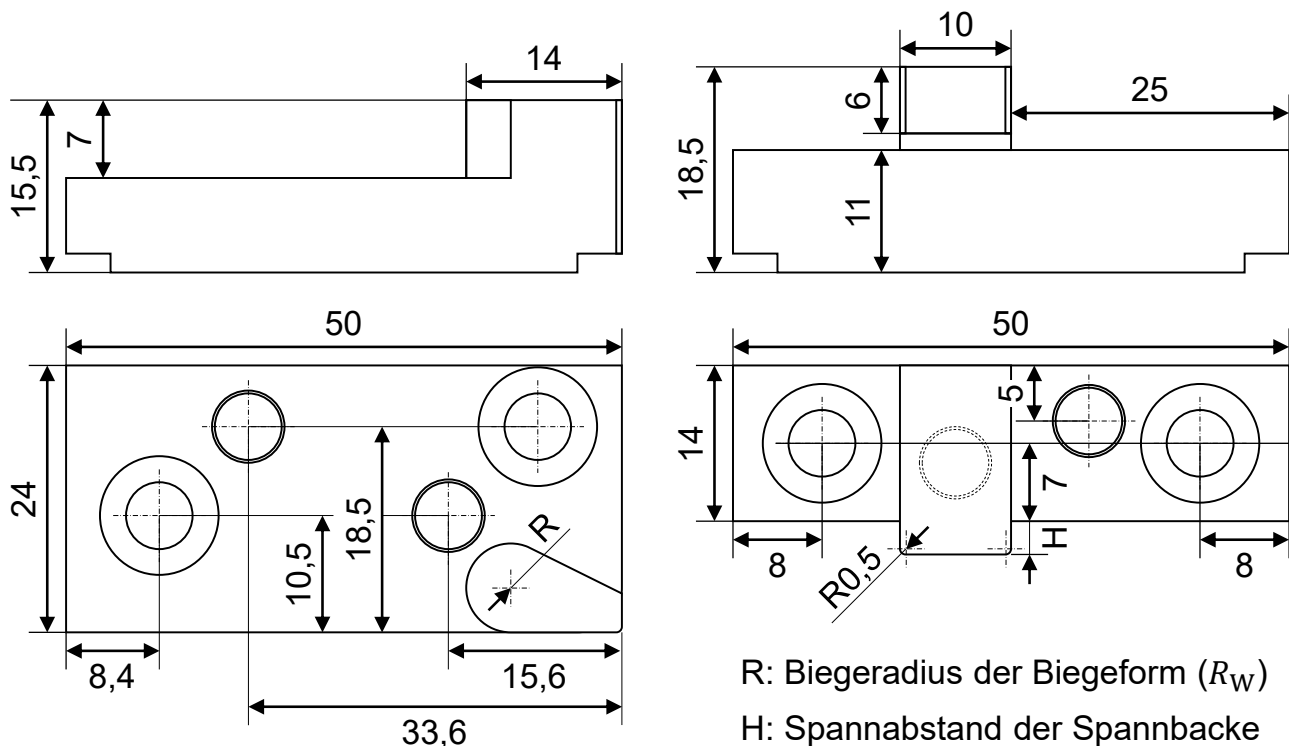


Abbildung 6-11: Grundgeometrien der Biegeform (links) und der Spannbacke (rechts) zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren

6.4.2 Konzeption und Implementierung des Steuerungssystems

Über die mechanische Konstruktion der Prozessmodule hinaus stellen die Konzeption und Programmierung der Maschinensteuerung zentrale Schritte zur Implementierung des Maschinenmoduls zur sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen dar. Um der modularen Funktionsstruktur des Gesamtsystems gerecht zu werden, wurde eine vollständige Integration der Maschinensteuerung in das Steuerungssystem der übergeordneten Funktionseinheit angestrebt.

Die **Steuerungsarchitektur** basiert – wie im Kontext dem Stand der Technik entsprechender Produktionsanlagen für elektrische Traktionsmotoren üblich – auf einer speicherprogrammierbaren Steuerung (SPS). Der hierzu alternative Einsatz von numerischen Steuerungen (NC) ist aufgrund der sequenziellen Fertigungsoperationen und der im Vergleich zur spanenden Mehrachsbearbeitung einfachen Prozesskinematik nicht als notwendig anzusehen. Um für zukünftige Forschungsarbeiten und erweiterte Prozessuntersuchungen dennoch eine Kurvenscheiben-basierte Synchronisation von Achsbewegungen zu ermöglichen, wurde eine leistungsstarke **Zentralbaugruppe** mit erweiterten Technologiefunktionen vom Typ 1517TF-3 PN/DP der Siemens AG

ausgewählt. Zudem weist die Zentralbaugruppe dem Ansatz der Modularisierung folgend die für eine softwarebasierte Umsetzung von Sicherheitsfunktionen notwendigen Programmbibliotheken und Kommunikationsschnittstellen auf. Die Interaktion der SPS mit externen Sensoren und Aktoren basiert auf digitalen Ein- und Ausgangssignalen und der echtzeitfähigen **Kommunikationsschnittstelle** PROFINET der PROFIBUS Nutzerorganisation. Darüber hinaus wurde auf Grundlage des integrierten Funktionsumfangs der Zentralbaugruppe ein OPC-UA-Server zur herstellerunabhängigen Kommunikation im gleichnamigen Standard der OPC Foundation eingerichtet. Die logik- und leistungsspezifische Ansteuerung der im Kontext der mechanischen Konstruktion eingeführten **Servomotoren** erfolgt durch drei einphasige Umrichter des Typs SINAMICS S210 der Siemens AG mit einer Bemessungsleistung von 0,4 kW, die von der Zentralbaugruppe mittels PROFINET in Echtzeit angesteuert werden. Hierfür wurden in der Maschinensteuerung unter Verwendung einer proprietären Programmbibliothek antriebsspezifische Technologieobjekte angelegt, die sowohl die Grundparameter und Schnittstellen der Servomotoren definieren als auch deren Wirkbeziehung mit den elektromechanischen **Antriebsachsen** des Maschinenmoduls beschreiben. Hierdurch wird es u. a. möglich, die Dynamik der Positionsregelung der Servomotoren zu beeinflussen sowie auf die Position, Geschwindigkeit und Beschleunigung der physischen Antriebsachse bezogene Stellwerte vorzugeben. Auf dem Funktionsumfang der achsspezifischen Technologieobjekte basierend wurden die für die Interaktion mit den elektromechanischen Antriebsachsen notwendigen Funktionsbausteine implementiert. Um eine funktionsgerechte Ansteuerung der pneumatischen Nebenachsen des Rotationszugbiegemoduls und des Greifsystems des Fördermoduls zu ermöglichen, wurde zudem eine **Ventilinsel** der Festo Vertrieb GmbH & Co. KG vom Typ VTUG-14-VRPT unter Verwendung des zugehörigen Busmoduls CTEU-PN mittels PROFINET in die Maschinensteuerung integriert.

Neben den für die Bereitstellung der Sicherheits- und Basisfunktionen notwendigen Funktionsbausteinen umfasst die Maschinensteuerung mit dem Referenzierungs- und Biegezyklus zwei für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen elementare Funktionszyklen, die in den nachfolgenden Abschnitt beschrieben werden. Weiterhin stellt die Benutzeroberfläche des grafischen Human Machine Interface (HMI) einen wichtigen Funktionsumfang der Maschinensteuerung dar.

Implementierung des Referenzierungszyklus

Wie im Abschnitt 6.4.1 beschrieben, stellt die Referenzierung der Biegeachse mithilfe eines mechanischen Nockenschalters eine für die Funktionserfüllung elementare Nebenfunktion der Maschinensteuerung dar. Um den negativen Einfluss des Verdrehspiels des in das Achssystem integrierten Planetengetriebes auf die Positioniergenauigkeit der **Biegeachse** zu minimieren, wurde ein richtungsabhängiger Referenzierungszyklus implementiert. Dieser ermöglicht es, sowohl die Referenzierung der Biegeachse als auch das Positionieren der Biegeachse in deren Nullstellung in Wirkrichtung der Biegeoperation durchzuführen. Um dieses Ziel zu erreichen, wurde in der Zentralbaugruppe der SPS ein entsprechender Funktionsbaustein als Anweisungsliste implementiert. Die zur richtungsabhängigen Referenzierung der Biegeachse notwendige Schrittfolge ist in der nachfolgenden Tabelle 6-2 in abstrahierter Form beschrieben.

Tabelle 6-2: Schrittfolge des Referenzierungszyklus der Biegeachse

Schritt	Operation	Beschreibung
#001	Initialisierung	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Öffnen der Drahtgreifers ▪ Senken des Biegekopfes
#002	Tippbewegung	Antasten des mechanischen Nockenschalters im positiven Richtungssinn der Biegeachse
#003	Referenzieren	Setzen eines Referenzpunktes in der angetasteten Referenzposition nach einer Haltezeit von 0,5 s
#004	Relativbewegung	Rücksetzen der Biegeachse in den negativen Stellwertbereich der Nullstellung durch eine Relativbewegung von $-181,5^\circ$ im negativen Richtungssinn
#005	Relativbewegung	Rücksetzen der Biegeachse in die Nullstellung durch eine Relativbewegung von $+1,5^\circ$ im positiven Richtungssinn
#006	Referenzieren	Setzen eines Referenzpunktes nach dem Erreichen der Nullposition der Biegeachse und einer Haltezeit von 0,5 s

Des Weiteren wurde für die translatorische **Hauptachse** des Fördersystems ein unabhängiger Referenzierungszyklus implementiert, der aufgrund der hohen Positioniergenauigkeit des Kugelgewindetriebes auf dem einfachen Antasten eines achsintegrierten Reedschalters im negativen Richtungssinn der Wirkbewegung basiert.

Implementierung des Biegezyklus

Der Biegezyklus stellt die **Hauptfunktion** des Maschinenmoduls zur sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen dar und kann als eine vom spezifischen Biegeverfahren abhängige Ablaufsteuerung der Prozesskinematik betrachtet werden. Um die Bedienung des Maschinenmoduls zu vereinfachen und den Prozessablauf zu standardisieren, wurde in der Maschinensteuerung eine Anweisungsliste für das Rotationszugbiegeverfahren implementiert. Die zur Funktionserfüllung notwendige Schrittfolge ist in Tabelle 6-3 in abstrahierter Form beschrieben.

Tabelle 6-3: Schrittfolge des Rotationszugbiegezyklus der Förder- und Biegeachse

Schritt	Operation	Beschreibung
#100	Biegezyklus mit Stellwerten s_{10}^R (Biegeposition) und α_{10}^R (Biegewinkel)	
#101	Initialisierung	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Rücksetzen der Biegeachse in die Nullstellung ▪ Öffnen des Drahtgreifers ▪ Senken des Biegekopfes
#102	Nebenfunktion	Schließen des Drahtgreifers
#103	Absolutbewegung	Fördern des Kupferflachdrahtes durch eine Absolutbewegung der Hauptachse des Fördermoduls
#104	Nebenfunktion	Heben des Biegekopfes
#105	Nebenfunktion	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Öffnen der Drahtgreifers ▪ Spannen des Kupferflachdrahtes
#106	Absolutbewegung	Biegen des Kupferflachdrahtes durch eine Absolutbewegung der Biegeachse des Rot.biegemoduls
#107	Nebenfunktion	Lösen der Spannachse des Kupferflachdrahtes
#108	Nebenfunktion	Senken des Biegekopfes
#109	Absolutbewegung	Rücksetzen der Biegeachse in die Nullstellung durch eine Absolutbewegung im neg. Richtungssinn
#200	Biegezyklus mit Stellwerten s_{20}^R (Biegeposition) und α_{20}^R (Biegewinkel)	
...	Wiederholung der Schrittoperationen #101 bis #109	
#300	Biegezyklus mit Stellwerten s_{30}^R (Biegeposition) und α_{30}^R (Biegewinkel)	
...	Wiederholung der Schrittoperationen #101 bis #109	
#400	Förderzyklus mit Stellwert s_{40}^R des Spulenendes	
#401	Initialisierung	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Rücksetzen der Biegeachse in die Nullstellung ▪ Öffnen des Drahtgreifers ▪ Senken des Biegekopfes
#402	Nebenfunktion	Schließen des Drahtgreifers
#403	Absolutbewegung	Fördern des Kupferflachdrahtes durch eine Absolutbewegung der Hauptachse des Fördermoduls

Darüber hinaus wurde der Logik der Schrittfolge des Rotationszugbiegezyklus entsprechend ein Funktionszyklus für die optische Erfassung des umgeformten Kupferflachdrahtes durch das In-Process-Messglied der direkten Prozessregelung implementiert. Der **Messzyklus** umfasst ein Fördern des umgeformten Kupferflachdrahtes bis zu einer definierten Aufnahmeposition, das nachfolgende Schalten und definierte Halten einer über den OPC-UA-Server verfügbaren Variablen zum Auslösen der durch das externe Messglied gesteuerten Bilderfassung sowie das abschließende Rücksetzen des umgeformten Kupferflachdrahtes in die Ausgangsposition.

Implementierung der grafischen Benutzeroberfläche

Über die aus den Sicherheits- und Basisfunktionen abgeleiteten Funktionszyklen des Maschinenmoduls hinaus stellt die grafische Benutzeroberfläche des HMI einen wesentlichen Umfang der Maschinensteuerung dar. Die Nutzerschnittstelle ermöglicht es, die zum Betrieb der Funktionseinheit notwendigen Stell- und Steuergrößen der Maschinen- und Prozessmodule zu definieren sowie die zugehörigen Fertigungs- und Handhabungsoperationen auszulösen. Hierfür wurden in der grafischen Benutzeroberfläche anwendungsspezifische **Funktions- und Basismodule** implementiert, die neben dem Funktionsmodul „Biegen“ zum sequenziellen werkzeuggebundenen Biegen von Hairpin-Steckspulen u. a. ein Funktionsmodul „Twisten“ zum kinematischen Twisten von Statoren mit Hairpin-Wicklung umfassen (Hausmann et al. 2022). Die Hardware-spezifische Grundlage des auf der Laufzeitumgebung WinCC Advanced basierenden Prozessvisualisierungssystems ist ein Bediengerät vom Typ SIMATIC HMI TP700 Comfort der Siemens AG.

Abbildung 6-12 stellt das Schema des Funktionsmoduls „Biegen“ der grafischen Benutzeroberfläche zum sequenziellen werkzeuggebundenen Biegen von Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren dar. Das **Funktionsmodul** umfasst im oberen Eingabebereich sieben Eingabemasken zur paarweisen Definition der für den Biegeprozess von vereinfachten Hairpin-Geometrien notwendigen Stellwerte der Förder- und Biegeachse. Darüber hinaus ermöglichen Schaltflächen im unteren Eingabebereich die Auswahl des Betriebsmodus sowie die Steuerung und Visualisierung des Ablaufes der Biegesequenz. Weitere Schaltflächen gestatten den Start von Referenzierungs- und Messzyklen sowie den Aufruf von ergänzenden Optionsmodulen – u. a. zur Definition von Prozessgeschwindigkeiten und regelungsspezifischen Einstellungen.

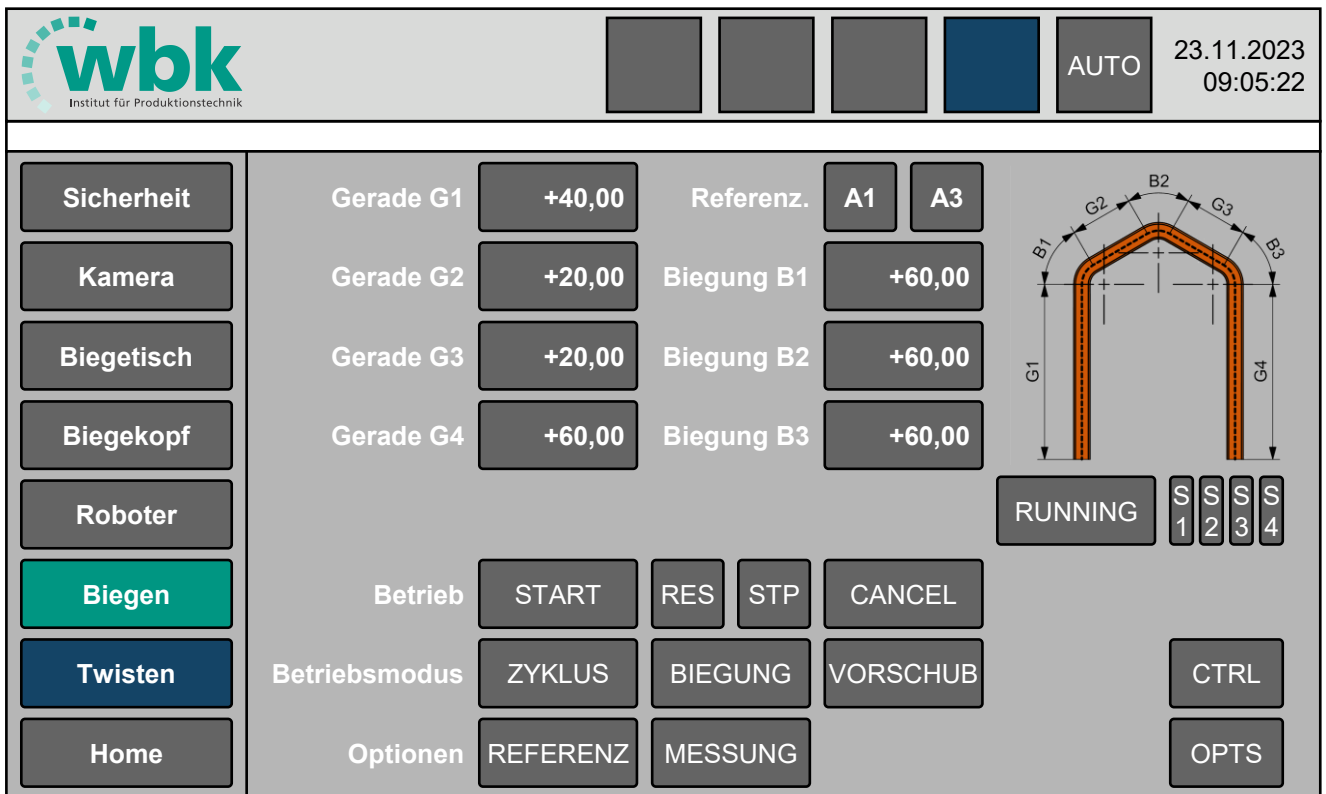


Abbildung 6-12: Schema der grafischen Benutzeroberfläche des Maschinenmoduls zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Des Weiteren wurden in der grafischen Benutzeroberfläche mit den **Basismodulen** für den „Biegetisch“ und den „Biegekopf“ zwei für das sequenzielle werkzeuggebundene Biegen relevante Module implementiert, die sowohl eine manuelle Steuerung der Haupt- und Nebenachsen der Prozessmodule als auch eine Visualisierung von Sensordaten gestatten.

7 Validierung des Lösungsansatzes

Nachdem in den vorangegangenen Kapiteln mit dem Stand der Technik einhergehende Herausforderungen im Kontext der sequenziellen werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen aufgezeigt, die Erarbeitung von Methoden zur Charakterisierung von Kupferflachdraht und Modellierung von Biegeprozessen erläutert sowie die Implementierung einer direkten Prozessregelung beschrieben wurden, wird im Kapitel 7 die experimentelle Validierung des Lösungsansatzes dargelegt.

Hierfür werden im Abschnitt 7.1 der Versuchsaufbau und die Vorgehensweise zur experimentellen Validierung eingeführt. Die im Rahmen der experimentellen Untersuchungen in unabhängigen Versuchsreihen erzielten Validierungsergebnisse werden im Abschnitt 7.2 aufgezeigt und im nachfolgenden Abschnitt 7.3 diskutiert. Während die erste Stufe der Validierung einen Vergleich der modellbasierten Prozessregelung mit einem linearen Regelungskonzept am Beispiel des Referenzdrahtes adressiert, werden in die zweite Stufe der experimentellen Validierung alternative Drahtgeometrien einbezogen, um die Übertragbarkeit der erarbeiteten Methodik nachzuweisen. Im abschließenden Abschnitt 7.4 wird der im Rahmen der Forschungsarbeit verfolgte Lösungsansatz unter Berücksichtigung von technischen-wirtschaftlichen Kriterien bewertet.

7.1 Versuchsaufbau und Validierungsmethodik

Um die beiden im Kapitel 6 eingeführten Varianten der direkten Run-by-Run-Prozessregelung über die entwicklungsbegleitende Verifikation und Validierung der dem Regelungssystem zugrunde liegenden Prozessmodelle hinaus anwendungsorientiert zu validieren, wurde im Rahmen der Forschungsarbeiten eine zweistufige Vorgehensweise gewählt. Diese umfasst im ersten Schritt eine von der spezifischen Implementierung des Regelungssystems unabhängige **Validierung des Regelgliedes** am Beispiel des **Referenzdrahtes** mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$. Während die im Abschnitt 5.2.5 dargelegte Validierung des Prozessmodells auf einen Vergleich der in experimentellen und numerischen Versuchsreihen ermittelten Rückfederungseffekte einer ebenen Hairpin-Steckspule mit drei charakteristischen Geometrielementen beschränkt war, wurden in die erste Stufe der experimentellen Validierung des Regelungssystems die im Abschnitt 6.1 beschriebenen Regelungsalgorithmen einbezogen. Hierdurch konnten am Beispiel einer ebenen Spulengeometrie mit drei gleichartigen Biegewinkeln von 60° und einer repräsentativen Auswahl an Biegeformen

mit Biegeradien von 3 mm, 4 mm und 5 mm ein linearer sowie ein modellbasierter Regelungsalgorithmus untersucht und verglichen werden.

In die zweite Stufe der Validierung des modellbasierten Regelungssystems wurden über den Referenzdraht hinaus die beiden **Vergleichsdrähte** mit nominalen Querschnittsflächen von $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$ und $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$ einbezogen, um die **Übertragbarkeit** der am Beispiel des Referenzdrahtes erarbeiteten Modellierungsmethoden und Regelungskonzepte nachzuweisen. Zur statistischen Absicherung der im Rahmen der experimentellen Versuchsreihen erzielten Ergebnisse wurden für die betrachteten Kombinationen aus Biegeradius und Drahtgeometrie jeweils sechs unabhängige Versuche durchgeführt. Die im Folgenden für das exemplarische Geometrieelement mit einem Biegewinkel von 60° dargelegten Ergebnisse basieren somit je Versuchsreihe auf insgesamt $3 \cdot 6 = 18$ gleichartigen Wiederholungen. Aufgrund des geringen, im Einzelfall aber unbekanntem Einflusses von Werkzeugwechseln auf die Versuchsergebnisse, wurden die Versuchsreihen für die betrachteten Drahtgeometrien und Biegeradien nicht randomisiert, sondern in gleichartigen Losen durchgeführt.

Die technische Grundlage der Validierung des Regelungssystems stellt das im Abschnitt 6.4 eingeführte Maschinenmodul zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen dar. Die im Rahmen des Validierungsprozesses eingesetzten **Biegewerkzeuge** wurden im Vorfeld der Versuchsreihen optisch vermessen, um den Einfluss von unbekanntem Störgrößen zu minimieren. Die ermittelten Fertigungsabweichungen der Biegeformen sind in Tabelle 7-1 zusammengefasst.

Tabelle 7-1: Fertigungsabweichungen des Biegeradius und der Biegeachse zur Verifikation der zur Prozessregelung eingesetzten Biegeformen

Biegewerkzeug	Biegeradius der Biegeform		Verschiebung der Biegeachse	
	Sollwert	Istwert	in e_x	in e_z
WZ2B	2,00 mm	2,06 mm	-0,03 mm	0,01 mm
WZ3B	3,00 mm	3,04 mm	-0,09 mm	0,20 mm
WZ4B	4,00 mm	4,03 mm	-0,08 mm	0,11 mm
WZ5B	5,00 mm	5,04 mm	-0,03 mm	0,02 mm
WZ6B	6,00 mm	6,04 mm	0,11 mm	0,00 mm
WZ8B	8,00 mm	8,09 mm	-0,02 mm	0,07 mm

Zur geometrischen Vermessung der Hairpin-Steckspulen wurde in Anlehnung an die im Abschnitt 5.2.5 eingeführte Methodik zur **Messdatenerfassung und -auswertung** ein

optisches Messsystem vom Typ GOM ATOS Q 8M mit einem Messvolumen von $170 \times 130 \times 130 \text{ mm}^3$ eingesetzt. Um einen unzulässigen Einfluss der automatisierten Datenauswertung des Regelungssystems auf die Validierungsergebnisse auszuschließen, wurde eine manuelle und somit von der Implementierung des Führungsgrößenbildners und des Messgliedes unabhängige Art der Datenauswertung gewählt.

7.2 Ergebnisse der experimentellen Versuchsreihen

Auf Grundlage der zuvor eingeführten Vorgehensweise wurden im Rahmen der experimentellen Validierung die in den Abschnitten 7.2.1 bis 7.2.3 dargelegten Validierungsergebnisse erzielt. Die der Validierung des Regelgliedes im Abschnitt 7.2.1 zugrunde liegenden Versuchsergebnisse wurden im Rahmen der angeleiteten Seminararbeit von Niklas Korn (vgl. A_Korn 2023) gemeinsam erarbeitet. Die übergeordneten Ergebnisse der experimentellen Validierung wurden vorab in Teilen in (Wirth et al. 2023a) und (Wirth et al. 2024) veröffentlicht.

7.2.1 Versuchsreihen am Referenzdraht mit $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$

Wie im Abschnitt 7.1 beschrieben, wurden am Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ experimentelle Versuchsreihen zur Validierung des modellbasierten Regelgliedes durchgeführt. Um den Lösungsansatz unter Berücksichtigung des Implementierungsaufwands bewerten zu können, wurde darüber hinaus ein lineares Regelglied als Referenzsystem in die Untersuchungen einbezogen.

Die Ergebnisse der experimentellen Versuchsreihen zur Validierung des **Regelgliedes** sind in den nachfolgenden Abbildungen dargestellt. Um den Einfluss systematischer Störgrößen auf den Vergleich der Regelungsalgorithmen zu minimieren, wurden die charakteristischen Geometrielemente der ebenen Spulengeometrie unabhängig ausgewertet. Hierdurch konnte über alle Versuchsreihen hinweg eine kontinuierliche Zunahme des Rückfederungseffektes von der ersten bis zur dritten Biegeoperation beobachtet werden. Die Zunahme der elastischen Rückfederung in Abhängigkeit der Reihenfolge der Biegeoperationen beträgt für einen Biegeradius der Biegeform von 3 mm bis zu $0,24^\circ$, für einen Biegeradius der Biegeform von 4 mm bis zu $0,16^\circ$ und für einen Biegeradius der Biegeform von 5 mm bis zu $0,11^\circ$. Die im Rahmen der Versuchsreihen am Beispiel des Referenzdrahtes nach der **Initialisierung des Regelungssystems** ermittelten Regeldifferenzen des Biegewinkels der Geometrielemente sind in Tabelle 7-2 zusammengefasst. Die Standardabweichungen der experimentellen Versuchsergebnisse sind unter Vernachlässigung des für einen Biegeradius von 3,0 mm

und ein modellbasiertes Regelglied auftretenden Ausreißers von $0,07^\circ$ auf maximal $0,04^\circ$ beschränkt. Über die drei aufeinanderfolgenden Geometrielemente hinweg ist keine systematische Veränderung der Standardabweichung (STDA) zu beobachten.

Tabelle 7-2: Regeldifferenzen des Biegewinkels nach der Initialisierung des Regelungssystems für ein lineares und ein modellbasiertes Regelglied

Versuchsreihe		Biegung 1		Biegung 2		Biegung 3	
		MW	STDA	MW	STDA	MW	STDA
B.radius 3 mm	linear	$-0,02^\circ$	$0,02^\circ$	$0,02^\circ$	$0,01^\circ$	$-0,05^\circ$	$0,02^\circ$
	modellb.	$0,03^\circ$	$0,07^\circ$	$0,02^\circ$	$0,03^\circ$	$0,02^\circ$	$0,04^\circ$
B.radius 4 mm	linear	$0,01^\circ$	$0,02^\circ$	$0,01^\circ$	$0,01^\circ$	$-0,02^\circ$	$0,02^\circ$
	modellb.	$0,01^\circ$	$0,04^\circ$	$0,00^\circ$	$0,02^\circ$	$0,04^\circ$	$0,01^\circ$
B.radius 5 mm	linear	$-0,02^\circ$	$0,02^\circ$	$-0,04^\circ$	$0,04^\circ$	$0,09^\circ$	$0,03^\circ$
	modellb.	$-0,05^\circ$	$0,03^\circ$	$-0,03^\circ$	$0,04^\circ$	$-0,07^\circ$	$0,04^\circ$

Die bei einer Anwendung des **linearen Regelalgorithmus** auftretenden Abweichungen der Regelgröße vom konstanten Sollwert des Biegewinkels der Geometrielemente von 60° sind in Abbildung 7-1 dargestellt. Aufgrund des prinzipbedingten Fehlens einer zur Linearisierung des Systemverhaltens notwendigen Datenbasis weist das Regelungssystem nach dessen Initialisierung über die betrachteten Geometrielemente hinweg eine durchschnittliche Regeldifferenz von $-1,84^\circ$ bis $-1,95^\circ$ auf. Die Abhängigkeit der auftretenden Rückfederungseffekte vom Biegeradius der Biegeform ist – auf den Mittelwert der gleichartigen Geometrielemente bezogen – auf einen maximalen Betrag von $0,11^\circ$ beschränkt, was sich mit den im Abschnitt 5.2.5 dargelegten Validierungsergebnissen des numerischen Prozessmodells deckt. Die Standardabweichung beträgt für einen Biegeradius der Biegeform von 3,0 mm über die gleichartigen Geometrielemente hinweg $0,10^\circ$ sowie $0,07^\circ$ für einen Biegeradius von 4,0 mm und $0,06^\circ$ für einen Biegeradius von 5,0 mm. Unter Berücksichtigung der Istwerte des Biegewinkels als Regelgröße konnte die Regeldifferenz durch das lineare Regelglied nach einer Iteration des Regelungssystems auf einen maximalen Betrag von $0,02^\circ$ verringert werden. Darüber hinaus wurde die maximale Standardabweichung der Regeldifferenz durch die von den rückgeführten Geometrielementen abhängige Optimierung des Stellwertes durch das lineare Regelglied um ca. 40 % auf $0,06^\circ$ reduziert.

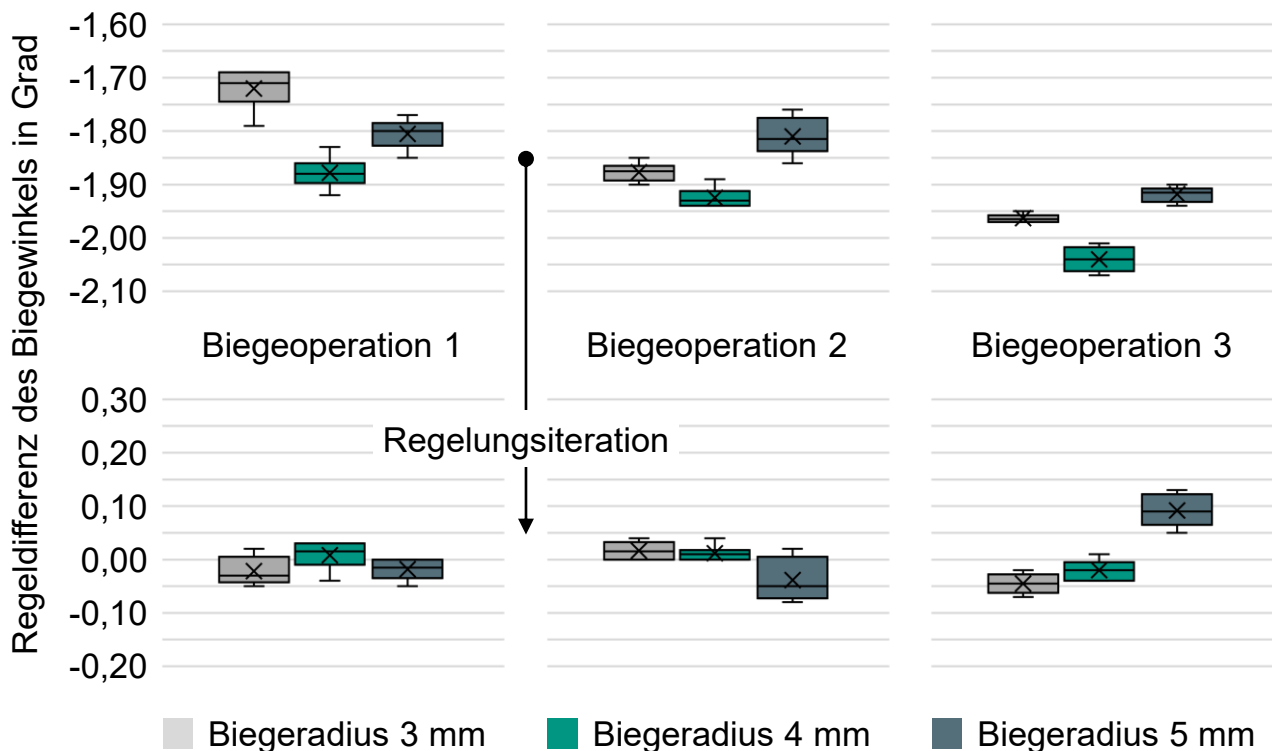


Abbildung 7-1: Ergebnisse der experimentellen Validierung des linearen Regelgliedes am Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ für Biegeradien von 3 mm, 4 mm und 5 mm

Die auf Grundlage einer analogen Vorgehensweise durch Anwendung des **modellbasierten Regelungssystems** erzielten Ergebnisse der experimentellen Versuchsreihen sind in Abbildung 7-2 dargestellt. Im Vergleich zum linearen Regelungssystem konnte die Regeldifferenz nach der Initialisierung des Regelungssystems durch die modellbasierte Berechnung eines geeigneten Stellwertes um ca. 64 % auf einen maximalen Betrag von $0,71^\circ$ verringert werden. Die über die gleichartigen Geometrielemente hinweg ermittelte Standardabweichung beläuft sich auf einen mit dem linearen Regelglied vergleichbaren Bereich von $0,05\text{--}0,10^\circ$. Mit der ersten Iteration des Regelungssystems wurde die Genauigkeit der umgeformten Geometrielemente durch den modellbasierten Regelungsalgorithmus auf einen maximalen Betrag der Abweichung von $0,05^\circ$ verbessert. Des Weiteren wurde die Standardabweichung der Regeldifferenz durch die vom Geometrieelement abhängige Optimierung des Stellwertes um ca. 50 % auf maximal $0,05^\circ$ reduziert. Im Vergleich zum linearen Regelglied sind die im Rahmen der experimentellen Versuchsreihen auftretenden Streuungen der Regeldifferenz als vergleichsweise groß anzusehen. Die Abweichungen sind jedoch nicht auf die durch das Regelglied berechneten Stellwerte, sondern auf den Einfluss nicht systematischer Störgrößen auf die Versuchsdurchführung zurückzuführen.

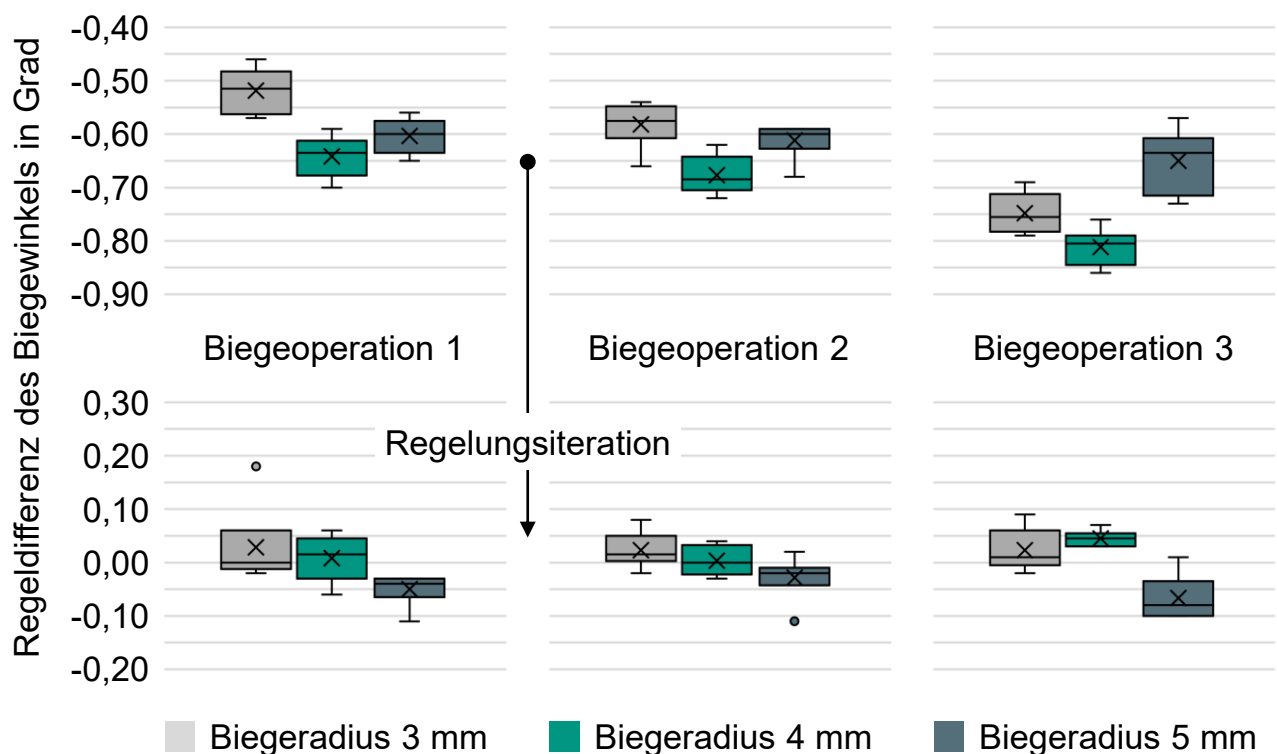


Abbildung 7-2: Ergebnisse der experimentellen Validierung des modellbasierten Regelgliedes am Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ für Biegeradien von 3 mm, 4 mm und 5 mm

Über die experimentelle Validierung des modellbasierten Regelgliedes hinaus wurde die Leistungsfähigkeit des implementierten Regelungssystems in einer **zweiten Stufe der Validierung** für drei unterschiedliche Drahtgeometrien am repräsentativen Beispiel einer Biegeform mit einem Biegeradius von 4 mm untersucht. Die im Rahmen der experimentellen Versuchsreihe für den **Referenzdraht** mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ erzielten Ergebnisse sind in Abbildung 7-3 dargestellt. Der Logik der ersten Validierungsstufe folgend wurden die Abweichungen der Regelgröße vom konstanten Sollwert des Biegewinkels von 60° – d. h. der Führungsgröße – in Abhängigkeit der zur Erzeugung der Geometrieelemente eingesetzten Biegeoperationen ausgewertet, um den Einfluss systematischer Störgrößen zu minimieren.

Im Verlauf der Initialisierung des Regelungssystems wurde auf Basis der durch das datenbasierte Metamodell ermittelten Stellwerte des Biegewinkels über sechs Wiederholungen hinweg eine mittlere Regeldifferenz von $-0,61^\circ$ bis $-0,81^\circ$ erzielt. Die Standardabweichung der Versuchsergebnisse ist auf $0,04^\circ$ begrenzt, wobei über die betrachteten Biegeoperationen hinweg keine systematischen Veränderungen zu

beobachten sind. Nach Rückführung der ermittelten Biegewinkel und Berechnung der Regeldifferenz wurden die Stellwerte des zu optimierenden Biegeprozesses durch das modellbasierte Regelglied adaptiert. Hierdurch konnte die Regeldifferenz nach einer Iteration des Regelungssystems auf einen maximalen Betrag von $0,04^\circ$ verringert werden; die Standardabweichungen der erzielten Ergebnisse sind als vergleichbar anzusehen.

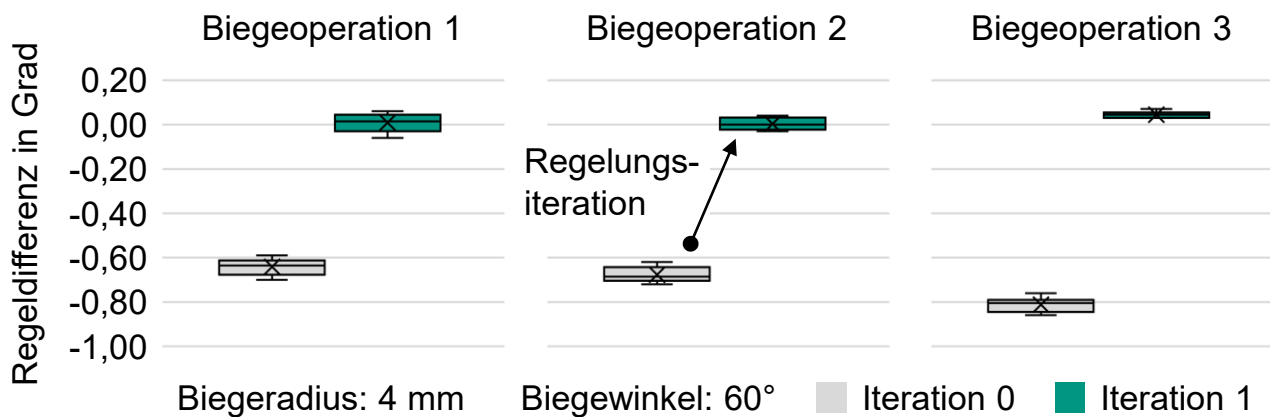


Abbildung 7-3: Ergebnisse der experimentellen Validierung des Regelungssystems am Referenzdraht mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$

7.2.2 Versuchsreihe am Vergleichsdraht mit $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$

Um die Übertragbarkeit des gewählten Lösungsansatzes nachzuweisen, wurde die Validierung des Regelungssystems in einer zweiten Stufe unter Beibehaltung der vereinfachten Spulengeometrie mit drei gleichartigen Biegewinkeln von 60° und einem Biegeradius der Biegeform von 4 mm auf den Vergleichsdraht der nominalen Querschnittsfläche von $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$ ausgeweitet. Die auf Grundlage von sechs Wiederholungen ermittelten Versuchsergebnisse sind in Abbildung 7-4 dargestellt. Während der Initialisierung des Regelungssystems wurden auf Basis der durch das datenbasierte Metamodell optimierten Stellwerte des Biegewinkels bei einer Standardabweichung von maximal $0,11^\circ$ über alle Biegeoperationen hinweg vergleichbare Regeldifferenzen von $-0,78^\circ$ bis $-0,81^\circ$ erzielt. Durch die Rückführung der Istwerte des Biegewinkels im Verlauf der ersten Iteration des Regelungssystems konnte die Regeldifferenz auf Grundlage der durch das modellbasierte Regelglied optimierten Stellwerte des Biegeprozesses auf $0,06^\circ$ bis $0,13^\circ$ reduziert werden. Weiterhin wurde die maximale Standardabweichung der Regeldifferenz um ca. 60 % auf $0,04^\circ$ verringert.

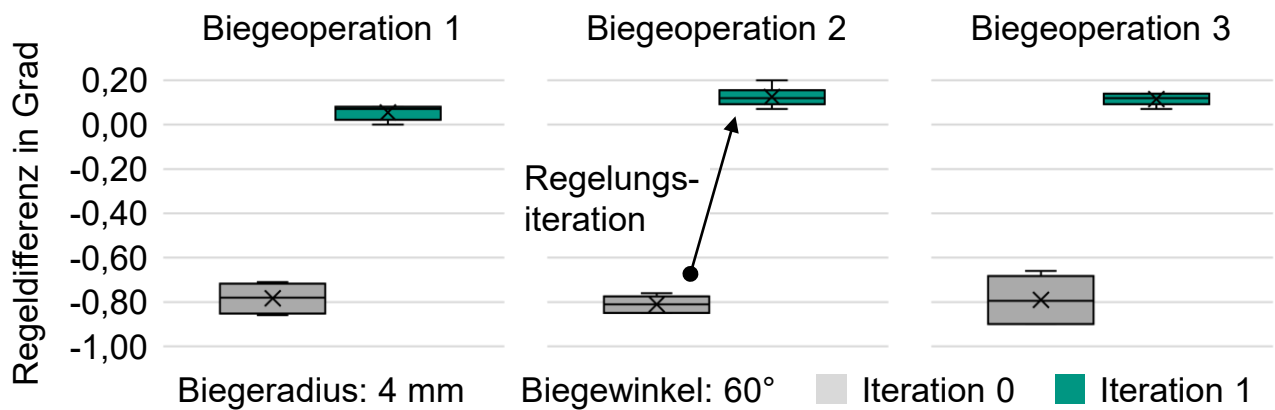


Abbildung 7-4: Ergebnisse der experimentellen Validierung des Regelungssystems am Vergleichsdraht mit einer nominalen Querschnittsfläche von $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$

7.2.3 Versuchsreihe am Vergleichsdraht mit $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$

Um die Übertragbarkeit des Lösungsansatzes weitergehend abzusichern, wurde darüber hinaus eine ergänzende Versuchsreihe am Vergleichsdraht der nominalen Querschnittsfläche von $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$ durchgeführt. Die im Rahmen der experimentellen Versuchsreihen erzielten Ergebnisse sind in Abbildung 7-5 dargestellt. Im Verlauf der Initialisierung des Regelungssystems wurde auf Basis der durch das datenbasierte Metamodell optimierten Stellwerte bei einer maximalen Standardabweichung von $0,05^\circ$ eine Regeldifferenz von $-0,76^\circ$ bis $-0,83^\circ$ erzielt. Durch die Rückführung der Regelgröße konnte die Regeldifferenz nach einer Iteration des Regelungssystems auf einen Bereich von $-0,06^\circ$ bis $0,04^\circ$ reduziert werden, wobei die Standardabweichungen der Biegewinkel mit einem Maximalwert von $0,04^\circ$ als vergleichbar anzusehen sind.

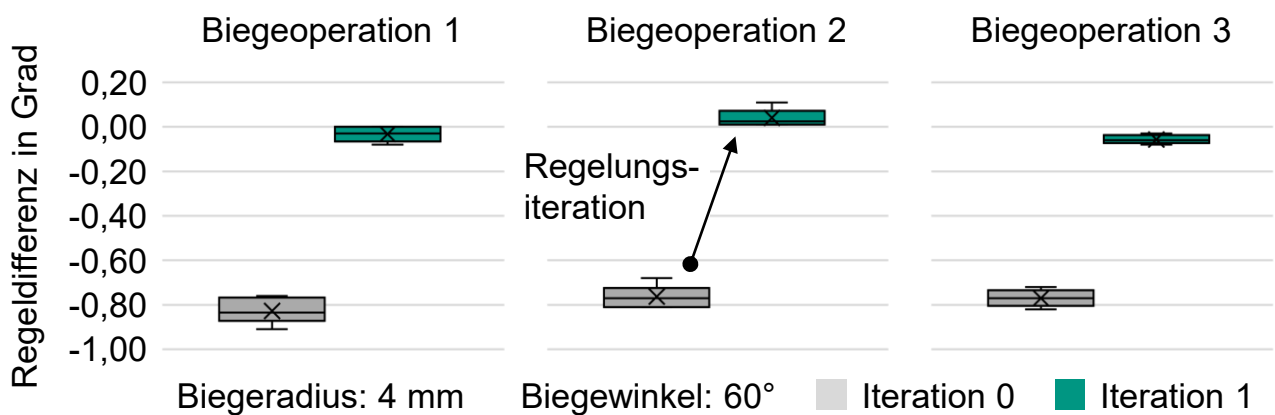


Abbildung 7-5: Ergebnisse der experimentellen Validierung des Regelungssystems am Vergleichsdraht mit einer nominalen Querschnittsfläche von $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$

7.3 Diskussion der Versuchsergebnisse

Die im Abschnitt 7.2 beschriebenen Ergebnisse der experimentellen Versuchsreihen zeigen nach einem Regeleingriff des **modellbasierten Regelungssystems** über die am Beispiel des **Referenzdrahtes** mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ betrachteten Biegeradien von 3 mm, 4 mm und 5 mm hinweg einen maximalen Betrag der Regeldifferenz von $0,18^\circ$ auf. Der Mittelwert der Regeldifferenz ist auf einen Maximalbetrag von $0,05^\circ$ beschränkt, die maximale Standardabweichung beträgt ebenfalls $0,05^\circ$. Unter der Annahme einer statistischen Normalverteilung der im Rahmen der experimentellen Validierung ermittelten Regeldifferenzen kann für einen Biegeradius von 3 mm als ungünstigsten der untersuchten Anwendungsfälle mit einer Wahrscheinlichkeit von 99,73 % eine Formgebungsgenauigkeit im Bereich von $-0,12^\circ$ bis $0,17^\circ$ erzielt werden; im besten Fall verringert sich die zu erwartende Regeldifferenz für einen Biegeradius von 4 mm auf $-0,08^\circ$ bis $0,12^\circ$. Hiermit geht am Beispiel einer vereinfachten Hairpin-Geometrie mit drei gleichartigen Biegewinkeln von 60° unter der Annahme einer äquivalenten Aktiv- und Wickelkopflänge der Statorwicklung von 100 mm ein durch einen Parallelitätsfehler überlagerter Schulterfehler mit einer resultierenden Abweichung der Spulenweite von bis zu 1,4 mm vom Sollwert einher. Da beim Setzen und Einbringen der Hairpin-Steckspulen durch Einführschrägen eine tangentielle Positionsabweichung der Spulendenen von ca. 50 % der Zahnbreite des Statorblechpaketes ausgeglichen werden kann, ergibt sich unter der Annahme einer näherungsweise gleichen Leiter- und Zahnbreite im Fall des Referenzdrahtes eine maximal zulässige Positionsabweichung von ca. 4,5 mm. Vor dem Hintergrund der Toleranzbetrachtung ist die durch Anwendung des direkten Regelungssystems erzielte Steigerung der Fertigungsgenauigkeit als ausreichend anzusehen.

Werden die am Beispiel des Biegeradius von 4 mm für die betrachteten **Vergleichsdrähte** erzielten Ergebnisse in die Bewertung einbezogen, ist die Regeldifferenz des modellbasierten Regelungssystems auf einen Maximalbetrag von $0,20^\circ$ beschränkt. Die mittlere Regeldifferenz beträgt hingegen $0,10^\circ$ – bei einer maximalen Standardabweichung von $0,05^\circ$. Hieraus ergibt sich unter der Annahme einer Gleichverteilung der experimentellen Versuchsergebnisse für den Vergleichsdraht mit einer nominalen Querschnittsfläche von $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$ als ungünstigsten der betrachteten Anwendungsfälle mit einer Wahrscheinlichkeit von 99,73 % eine Formgebungsgenauigkeit der gefertigten Hairpin-Steckspulen im Bereich von $-0,04^\circ$ bis $0,23^\circ$. Der unter Beibehaltung der zuvor eingeführten Annahmen ermittelte Geometriefehler der Spulenweite beträgt

somit bis zu 1,9 mm, womit die unter Berücksichtigung der geometrischen Randbedingungen maximal zulässige Positionsabweichung von ca. 3,2 mm um 40 % unterschritten wird. Weiterhin ist die **Übertragbarkeit** des gewählten Lösungsansatzes aufgrund der ähnlichen Versuchsergebnisse für die drei betrachteten Drahtgeometrien mit abweichenden Querschnittsflächen und Aspektverhältnissen als bestätigt anzusehen.

Im **Vergleich der Regelungsalgorithmen** des Regelgliedes konnte über die drei betrachteten Querschnittsgeometrien des Kupferflachdrahtes hinweg nach einem Regeleingriff des Regelungssystems eine mittlere Regeldifferenz von $-0,01^\circ$ für den linearen Regelungsalgorithmus sowie von $0,03^\circ$ für den modellbasierten Regelungsalgorithmus erzielt werden. Darüber hinaus ist der am Beispiel des Referenzdrahtes über die Biegeradien von 3 mm, 4 mm und 5 mm hinweg erzielte Mittelwert der Regeldifferenz nach einem Regeleingriff des Regelungssystems sowohl mit dem linearen als auch mit dem modellbasierten Regelungsalgorithmus auf weniger als $0,01^\circ$ beschränkt. Die als vernachlässigbar anzusehenden Abweichungen zwischen den durch das lineare und das modellbasierte Regelglied erzielten Ergebnissen können mit der im jeweiligen Betriebspunkt näherungsweise linearen Wirkbeziehung zwischen dem Sollwert des Biegewinkels als Führungsgröße des Regelungssystems und der Rückfederung des Kupferflachdrahtes als dessen Regelgröße begründet werden. Der vergleichsweise geringe Einfluss des Biegeradius auf den Rückfederungseffekt ist auf den hohen Plastifizierungsgrad des Kupferflachdrahtes in der Umformzone zurückzuführen, der mit den kleinen Biegeradien bzw. großen Krümmungen einhergeht. Hieraus resultiert in dem für die Fertigung von Statoren mit Hairpin-Technologie relevanten Bereich der Geometrielemente von Hairpin-Steckspulen eine im Vergleich zum Absolutwert geringe Zu- bzw. Abnahme des Biegemomentes – und somit der elastischen Rückfederungseffekte. Eine umfassende Bewertung der zu erwartenden Produkt-Prozess-Wechselwirkungen kann den im Abschnitt 5.3.3 dargelegten Analysen entnommen werden.

Im Gegensatz zu den nach einem Regeleingriff vergleichbaren Ergebnissen liegen nach der Initialisierung des Regelungssystems signifikante **Unterschiede zwischen dem linearen und dem modellbasierten Lösungsansatz** vor. So weist die mit dem modellbasierten Regelungssystem über die drei betrachteten Kupferflachdrähte hinweg erzielte Regeldifferenz einen Mittelwert von $-0,76^\circ$ auf, der sich im Fall des linearen Regelungssystems um einen Faktor von ca. 2,5 auf $-1,92^\circ$ erhöht. Über die drei am Beispiel des Referenzdrahtes analysierten Biegeradien von 3 mm, 4 mm und 5 mm hinweg beträgt die mittlere Regeldifferenz des modellbasierten Regelungssystems $-0,65^\circ$

sowie $-1,88^\circ$ für das lineare Regelungssystem. Da der nach der Initialisierung des Regelungssystem vorliegende Mittelwert der Regeldifferenz sowohl durch das lineare als auch das modellbasierte Regelglied bereits nach einem Regeleingriff nahezu vollständig ausgeglichen werden kann, sind die beiden Lösungsansätze im vereinfachten Anwendungsfall einer ebenen Hairpin-Steckspule mit drei Geometrieelementen als vergleichbar anzusehen. Mit der Implementierung des modellbasierten Regelungssystems gehen jedoch Vorteile hinsichtlich der regelungsbasierten Optimierung von Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen mit komplexen Geometrieelementen einher, die aufgrund der zur Gestalterzeugung notwendigen Mehrfachbiegungen an einem Biegepunkt eine nichtlineare Wirkbeziehung zwischen den Eingangs- und Ausgangsgrößen aufweisen. Weiterhin umfasst die in den Abschnitten 5.2 und 5.4 aufgezeigte Vorgehensweise der Prozessmodellierung die notwendigen Methoden zur Einbeziehung von aufeinanderfolgenden Biegeoperationen in das dem modellbasierten Regelglied des Regelungssystems zugrunde liegende Metamodell des Biegeprozesses. Hierdurch werden die regelungstechnischen Grundlagen dafür geschaffen, die Regeldifferenz aufeinanderfolgender Geometrieelemente durch die Erfassung von verwandten Merkmalen, z. B. der Position der offenen Spulenden, zu optimieren.

Da die Unterschiede zwischen den im Rahmen der experimentellen Versuchsreihen am Referenzdraht und den beiden Vergleichsdrahten erfassten Regeldifferenzen trotz der im Intervall von $60,99^\circ$ bis $61,26^\circ$ variierenden Stellwerte im Mittelwert auf einen vergleichsweise kleinen Betrag von $0,08^\circ$ im Intervall von $-0,71^\circ$ bis $-0,79^\circ$ beschränkt sind, ist ein systematischer Fehler als wahrscheinlichste **Ursache der Abweichung** anzusehen. Eine mögliche Ursache stellt eine Fehlausrichtung der zu referenzierenden **Nullstellung der Biegeform** dar, die aufgrund des zur Verfügung stehenden Bauraums im Rahmen der optischen Vermessung des Maschinenmoduls nicht erfasst werden konnte. Als eine weitere wahrscheinliche Ursache der systematischen Abweichungen ist die beschränkte **Steifigkeit der Spannbacke** anzusehen, die mit der pneumatischen Betätigung der im Abschnitt 6.4.1 beschriebenen Spannachse einhergeht. Ebenso ist die im Rahmen der Modellbildung zur **Vereinfachung des numerischen Prozessmodells** getroffene Annahme eines Starrkörperverhaltens der eingesetzten Spann- und Biegewerkzeuge im Kontext der Umformtechnik nicht allgemeingültig (Schenke et al. 2013). Weitere **maschinenspezifische Störgrößen** stellen die Positionier- und Wiederholgenauigkeit der Biegeachsen sowie die in Tabelle 7-1 dargelegten Werkzeugtoleranzen dar, die im Kontext der auf nominalen Größen basierenden

Modellbildung und Simulation nicht berücksichtigt werden können (Chatti et al. 2012, S. 582 f.). Hinsichtlich der numerischen Modellierung des elastisch-plastischen Materialverhaltens wurden zur **Vereinfachung der Werkstoffcharakterisierung** weder die von (Komodromos et al. 2017) am Beispiel von Runddraht nachgewiesene Zug-Druck-Anisotropie des E-Moduls noch der Einfluss des vom Belastungspfad abhängigen Bauschinger-Effektes auf die Fließkurve des Kupferflachdrahtes berücksichtigt (Heller et al. 2015, S. 155). Des Weiteren ist die dem numerischen Prozessmodell zugrunde liegende Annahme eines quasistatischen Umformverhaltens des Kupferflachdrahtes aufgrund der hohen Biegegeschwindigkeit und der damit einhergehenden **dynamischen Effekte** nur eingeschränkt gültig. Ein signifikanter Einfluss der manuellen Beladung des Maschinenmoduls auf die für den Biegeprozess relevanten Eigenschaften des gerichteten und auf eine Länge von ca. 2,0 mm abgelängten Kupferflachdrahtes, z. B. die Geradheit der Drahtsegmente, ist aufgrund der geringen Standardabweichung der Ergebnisse hingegen als unwahrscheinlich anzusehen.

7.4 Bewertung des Lösungsansatzes

Der im Rahmen der Forschungsarbeit verfolgte Lösungsansatz der Implementierung einer **direkten Run-by-Run-Prozessregelung** zur Steigerung der Fertigungsgenauigkeit beim sequenziellen werkzeuggebundenen Biegen von Hairpin-Steckspulen ist vor dem Hintergrund der erzielten Validierungsergebnisse als effektiv zu bewerten. Wie im Abschnitt 7.3 beschrieben, kann im betrachteten Anwendungsfall durch die Implementierung eines Regelungssystems bereits nach einem Regeleingriff eine Fehlerrate von weniger als 0,3 % sichergestellt werden. Hierdurch werden im Kontext der industriellen Prozesskette zur Fertigung von Hairpin-Wicklungen die notwendigen Voraussetzungen für ein prozesssicheres Setzen und Einbringen von Hairpin-Steckspulen in das Statorblechpaket geschaffen. Die Notwendigkeit einer prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen ist vor dem Hintergrund der im Abschnitt 5.3.1 dargelegten Einflüsse von Material- und Werkstofftoleranzen auf den Biegeprozess zudem als gegeben anzusehen. Darüber hinaus gestattet das erarbeitete Konzept einer direkten Prozessregelung die Kompensation von systematischen Abweichungen zwischen dem numerischen bzw. datenbasierten Prozessmodell und dem durch maschinenspezifische Störgrößen beeinflussten Systemverhalten. Die stationäre Genauigkeit einer indirekten Prozessregelung ist hingegen durch die Güte des Prozessmodells und somit auf einen unzulässig großen Bereich von ca. $0,5^\circ$ bis $1,0^\circ$ beschränkt.

Obgleich im Verlauf der experimentellen Validierung aufgrund des näherungsweise linearen Systemverhaltens nur geringe Vorteile der **modellbasierten Prozessregelung** gegenüber einem linearen Lösungsansatz nachgewiesen werden konnten, ist die gewählte Vorgehensweise als zielführend anzusehen. Zum einen umfasst der modellbasierte Lösungsansatz die für die Modellierung eines nichtlinearen Systemverhaltens, das bspw. im Kontext der Formgebung von komplexen Hairpin-Steckspulen mit überlagerten Biegeoperationen zu erwarten ist, notwendigen Methoden. Zum anderen sind die zwischen dem Prozessmodell und dem Biegeprozess bestehenden Abweichungen als systematisch anzusehen und können somit durch einen maschinenspezifischen Kompensationsfaktor korrigiert werden, um die nach der Initialisierung des Regelungssystems vorliegenden Regeldifferenzen weiter zu minimieren. Eine weitere Möglichkeit zur Verbesserung der Güte des Prozessmodells stellt die Integration einer charakteristischen Referenzbiegung in das datenbasierte Metamodell dar. Zudem gehen mit der Implementierung eines numerischen Prozessmodells weitergehende Möglichkeiten zur numerischen Kompensation von maschinenspezifischen Störgrößen auf den Biegeprozess einher, z. B. von durch Fertigungs- und Montagetoleranzen bedingten Positions- und Lageabweichungen der Biegeachse.

Über die produktionstechnischen Potenziale einer modellbasierten Prozessregelung hinaus ermöglicht die Implementierung eines **numerischen Prozessmodells** die Durchführung der im Abschnitt 5.3 dargelegten Sensitivitäts- und Einflussanalysen als wesentliches Element einer virtuellen Prozessabsicherung. Hierdurch können bereits in früheren Phasen des Produktentstehungsprozesses bestehende Wechselwirkungen zwischen produktseitigen Merkmalen identifiziert sowie Wirkbeziehungen zwischen produktseitigen Anforderungen und prozessseitigen Einflüssen auf die geometrischen und funktionellen Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen analysiert werden (Fleischer et al. 2021a). Die virtuelle Prozessabsicherung gestattet es somit, technologische Risiken und Potenziale zu quantifizieren sowie objektiv zu bewerten, um im Produktentstehungsprozess unter Berücksichtigung der spezifischen Rahmenbedingungen möglichst optimale Technologieentscheidungen zu treffen und eine fertigungsgerechte Produktgestaltung sicherzustellen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Im abschließenden Kapitel der Dissertation werden die vor dem Hintergrund der Zielstellung der Forschungsarbeiten verfolgten Lösungsansätze, die darauf basierende Erarbeitung von Modellierungsmethoden und Regelungskonzepten sowie die im Rahmen der experimentellen Validierung erzielten Ergebnisse zusammengefasst. Weiterhin wird unter Berücksichtigung der technologischen Rahmenbedingungen und bestehenden Herausforderungen ein Ausblick auf den notwendigen Fokus zukünftiger Forschungsarbeiten im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen gegeben.

8.1 Zusammenfassung

Die flächendeckende Elektrifizierung der verbrennungsmotorischen Antriebssysteme von Personen- und Nutzfahrzeugen stellt den zentralen Lösungsansatz der weltweiten Strategien zur **Dekarbonisierung des Mobilitätssektors** dar und leistet hierdurch einen elementaren Beitrag zur Erreichung der Emissionsreduktionsziele des Pariser Klimaabkommens²¹. Der elektrische Traktionsmotor nimmt in diesem Zusammenhang stets eine die Leistung und Effizienz bestimmende Funktion im Antriebssystem ein. Da sich die produkt- und produktionsspezifischen Anforderungen der Automobilindustrie insbesondere hinsichtlich der Leistungsdichte und Effizienz sowie der Qualität und Stückzahl von bisherigen Anwendungen im Maschinen- und Anlagenbau sowie der Haushalts- und Elektroindustrie unterscheiden, müssen neuartige Technologien zur Fertigung von Statorwicklungen erarbeitet und für den industriellen Einsatz befähigt werden. Einen für die kostengünstige Massenproduktion von verteilten Wicklungen permanent- und fremderregter Synchronmaschinen geeigneten Ansatz stellt die **Hairpin-Technologie** dar. Die auch als Steckwicklung bekannte Hairpin-Wicklung basiert statt auf biegeschlaffen Runddrähten auf Flachdrähten mit einer vergleichsweise großen Querschnittsfläche. Hierdurch werden sowohl eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors, d. h. des Anteils der Kupferleiter an der Querschnittsfläche der Nuten des Statorblechpaketes, als auch eine Erhöhung des Automatisierungsgrades in der Produktion ermöglicht. Trotz der erfolgreichen Anwendung der Hairpin-Technologie in der Serienproduktion von Startergeneratoren gehen mit der hohen Komplexität der Statorwicklung elektrischer Traktionsmotoren, den Wirkbeziehungen und Wechselwirkungen der Prozessschritte entlang der Prozesskette sowie dem hohen Innovationsgrad der

²¹ <https://www.lpb-bw.de/pariser-klimaabkommen>, „Pariser Klimaabkommen“ [Zugriff am 15.06.2024]

Fertigungstechnologien **technologische Herausforderungen** hinsichtlich der Robustheit der Prozesse gegenüber Störgrößen und somit der Prozessfähigkeit einher.

In diesem Zusammenhang weist die **Hairpin-Formgebung** als erster Prozessschritt einen wesentlichen Einfluss auf die nachgelagerten Prozessschritte auf. Über den zumeist abschließenden Biegeprozess der Hairpin-Steckspulen hinaus umfasst der Prozessschritt der Hairpin-Formgebung mit dem Richten, Abisolieren und Ablängen des Kupferflachdrahtes weitere Teilprozesse. In Abhängigkeit der wicklungs- und geometriespezifischen Stückzahlen der zu fertigenden Hairpin-Steckspulen werden sowohl Biegemaschinen mit einem und mehreren Arbeitspunkten als auch werkzeuggebundene, sequenzielle werkzeuggebundene und kinematische Biegeprozesse eingesetzt. Während die Geometrie der Hairpin-Steckspulen beim Einsatz von werkzeuggebundenen Biegeprozessen ausschließlich durch die sowohl zeit- als auch kostenintensive Adaption von werkzeug- und maschinenspezifischen Steuergrößen beeinflusst werden kann, können sequenzielle werkzeuggebundene und kinematische Biegeprozesse numerisch adaptiert werden. Hierdurch wird zum einen die wirtschaftliche Fertigung von Hairpin-Steckspulen mit Sondergeometrien befähigt, zum anderen werden die notwendigen Voraussetzungen für eine dynamische Optimierung der Prozessparameter durch ein **Regelungssystem** geschaffen. Mit der sequenziellen Abfolge der Biegeoperationen gehen jedoch neben erhöhten Prozesszeiten auch Nachteile hinsichtlich der Robustheit der Biegeprozesse einher, weshalb Qualitätsschwankungen des isolierten Kupferflachdrahtes einen wesentlichen Einfluss auf die Fertigungsgenauigkeit aufweisen. Darüber hinaus führt die iterative Optimierung der numerischen Stellgrößen des Prozesses zu langen Inbetriebnahmezeiten und somit Kosten, was die zum wirtschaftlichen Einsatz der flexiblen Biegeprozesse notwendigen Losgrößen erhöht.

Um vor dem Hintergrund dynamischer Märkte der wachsenden Nachfrage der Fahrzeughersteller und Zulieferindustrie nach variantenflexiblen Fertigungsprozessen für die bedarfsgerechte Produktion elektrischer Traktionsmotoren gerecht zu werden, war es die **Zielstellung** der in der Dissertation zusammengefassten Forschungsarbeiten, eine Methodik zur **modellgestützten Parametrierung** und **qualitätsorientierten Regelung** von sequenziellen werkzeuggebundenen Biegeprozessen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen zu erarbeiten sowie diese am Beispiel des Rotationszugbiegeverfahrens zu implementieren und experimentell zu validieren. Durch eine maschinen- und verfahrensspezifische Anwendung der in der Dissertation dargelegten Methodik sollen zukünftig die Inbetriebnahme von sequenziellen werkzeuggebundenen Biege-

prozessen beschleunigt und die Robustheit gegenüber Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes gesteigert werden. Hierdurch können sowohl Zeit und Kosten im entwicklungsbegleitenden Prototypenbau sowie dem Produktionsanlauf verringert als auch fertigungsbedingter Ausschuss und aus Geometriefehlern von Hairpin-Steckspulen resultierende Stillstandszeiten in der Produktion minimiert werden.

Aufgrund der technologischen Ähnlichkeit der Hairpin-Formgebung mit konventionellen **Profilbiegeprozessen** werden in den Kapiteln 2 und 3 der Dissertation die im Rahmen einer Ausgangsanalyse identifizierten Ansätze zur Prozessmodellierung und -regelung in der Umformtechnik diskutiert. Weiterhin wird die auf dem Stand der Forschung und Technik basierende Auswahl eines physikalischen Lösungsansatzes zur **Modellierung des Biege- und Rückfederungsprozesses** von Hairpin-Steckspulen dargelegt. Um die mit dem numerischen Berechnungsverfahren einhergehenden Berechnungszeiten auf das für eine modellbasierte Prozessregelung notwendige Maß zu reduzieren, werden zudem **Methoden der datenbasierten Metamodellierung** eingeführt. Obgleich die im Stand der Forschung aufgezeigten Ansätze zur Regelung von Profilbiegeprozessen vornehmlich auf Geometrien mit kleinen Krümmungen und die Verarbeitung von Hohlprofilen beschränkt sind, wird im Kapitel 4 der Dissertation die darauf basierende Ableitung einer **direkten Run-by-Run-Prozessregelung** als Zielsystem der Forschungsarbeit beschrieben.

Um eine Umsetzung des **modellbasierten Lösungsansatzes** unter Berücksichtigung der produktseitigen Anforderungen und prozesseitigen Rahmenbedingungen zu ermöglichen, wurden im Rahmen der Forschungsarbeiten spezifische Methoden zur Charakterisierung von lackisoliertem Kupferflachdraht erarbeitet, ein numerisches Prozessmodell aufgebaut und eine Methodik zur dateneffizienten Metamodellierung von numerischen Prozessmodellen entwickelt. Die im Abschnitt 5.1 der Dissertation dargelegte **Methodik zur Materialcharakterisierung** umfasst aufgrund der multiphysikalischen Qualitätsanforderungen an Hairpin-Steckspulen sowohl Methoden zur Analyse der geometrischen und mechanischen Materialeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht als auch zur Bewertung von Fertigungseinflüssen auf die funktionellen Isolationseigenschaften. Weiterhin werden die Erarbeitung und Validierung eines auf der Querschnittsgeometrie des Flachleiters basierenden Ansatzes zur Modellierung der Umformeigenschaften von Kupferflachdraht beschrieben. Darüber hinaus wird im Abschnitt 5.2 ein mehrstufiges **numerisches Prozessmodell** zur Modellierung des Biege- und Rückfederungsverhaltens von lackisoliertem Kupferflachdraht im

Rotationszugbiegeprozess eingeführt, wobei die Modellierung des Biegeprozesses auf der expliziten Formulierung der Finite-Elemente-Methode und die Analyse der Rückfederungseffekte auf der impliziten Formulierung basiert. Da eine ganzheitliche Optimierung des Formgebungsprozesses von Hairpin-Steckspulen ein umfassendes Verständnis der **Produkt-Prozess-Wechselwirkungen** erfordert, werden im Abschnitt 5.3 der Dissertation zudem die Ergebnisse numerischer Sensitivitätsanalysen zum Einfluss material-, maschinen- und prozessspezifischer Einflussgrößen auf die geometrischen Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen dargelegt. Weiterhin wird im Abschnitt 5.4 eine auf einem künstlichen neuronalen Netz basierende Methodik zur **datenbasierten Metamodellierung** des numerischen Prozessmodells beschrieben, die es auf Grundlage einer 864 Datensätze umfassenden Datenbasis gestattet, die Berechnungsdauer bei einem mittleren absoluten Prognosefehler von weniger als $0,1^\circ$ um mehrere Größenordnungen auf wenige Millisekunden zu verringern.

Das echtzeitfähige Prozessmodell ermöglicht die im Abschnitt 6.1 beschriebene Implementierung eines **modellbasierten Regelgliedes** zur Steigerung der Robustheit und Fertigungsgenauigkeit beim sequenziellen werkzeuggebundenen Biegen von Hairpin-Steckspulen. Des Weiteren wird im Abschnitt 6.2 die Erarbeitung eines **Führungsgrößenbildners** zur Ableitung eines Führungsgrößenvektors aus der abstrakten Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen dargelegt. Die hierfür entwickelte Methodik basiert auf einer Analyse der Profilmittellinie und Querschnittsorientierungen sowie einer nachgelagerten Geometriesegmentierung und Extraktion von charakteristischen Geometrieelementen. Darüber hinaus werden im Abschnitt 6.3 ein **In-Process-Messglied** und ein **Off-Process-Messglied** zur zwei- bzw. dreidimensionalen Vermessung von Hairpin-Steckspulen beschrieben. Während das Messglied zur Analyse von dreidimensionalen Spulengeometrien auf der im Kontext des Führungsgrößenbildners eingeführten Methodik basiert, stellt das Messglied zur Erfassung der zweidimensionalen Geometrieelemente eine kostengünstige Alternative für den Einsatz in Biegemaschinen mit mehreren Arbeitspunkten dar. Nach der im Abschnitt 6.4 dargelegten Implementierung eines **prozessgeregelten Maschinenmoduls** für die Formgebung von zweidimensionalen Spulengeometrien im Rotationszugbiegeverfahren, wird im abschließenden Kapitel 7 der Dissertation die **experimentelle Validierung** des modellbasierten Lösungsansatzes beschrieben. Hierbei konnten sowohl mit einem linearen Referenzsystem als auch dem modellbasierten Regelungssystem bereits nach einem

Regeleingriff vernachlässigbare Regeldifferenzen der charakteristischen Geometrie-elemente der Hairpin-Steckspulen von weniger als $0,1^\circ$ erzielt werden.

Die im Rahmen der Forschungsarbeiten erarbeiteten und experimentell validierten Methoden zur effizienten Modellierung und direkten Regelung sequenzieller werkzeug-gebundener Biegeprozesse zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen umfassen somit die notwendigen technologischen Grundlagen zur Steigerung der Robustheit gegenüber Qualitätsschwankungen des Kupferflachdrahtes. Weiterhin tragen die mit dem Lösungsansatz einhergehenden Möglichkeiten der modellbasierten Prozess-parametrierung und virtuellen Prozessabsicherung zu einer Steigerung der Wirtschaftlichkeit und Reduktion der Time-to-Market bei.

8.2 Ausblick

Die in der Dissertation dargelegten Charakterisierungs- und Modellierungsmethoden im Kontext der Formgebung von Hairpin-Steckspulen sowie die erarbeiteten Regelungssysteme basieren auf der Annahme eines vornehmlich durch umformtechnische Wirkmechanismen beeinflussten und somit quasistatischen Systemverhaltens. Weiterhin sind die theoretischen und experimentellen Betrachtungen auf lackisolierten Kupferflachdraht beschränkt, da eine Übertragbarkeit auf alternative Isolationstechnologien zu erwarten ist. Ebenso sind die in der Dissertation beschriebenen Prozessmodelle und das zur experimentellen Validierung implementierte Maschinenmodul auf das Rotationszugbiegen von ebenen Geometrieelementen beschränkt; Biegesequenzen zur Fertigung von Geometrieelementen mit räumlicher Krümmung mittels Mehrfachbiegungen und diskreter Veränderungen der Biegeebene wurden nicht betrachtet.

Um die funktions- und geometriespezifischen Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen nach dem Prozessschritt der Formgebung weiter zu optimieren, sind durch zukünftige Forschungsarbeiten im Kontext der **Materialcharakterisierung** die nachfolgenden Forschungsfragen zu beantworten:

- Welchen Einfluss haben prozessbedingte Schädigungen der Isolationsbeschichtung von isoliertem Kupferflachdraht auf die Teilentladungsfestigkeit von Hairpin-Steckspulen und damit verbunden auf die Lebensdauer des Isolationssystems?
- Können die im Rahmen der Dissertation dargelegten Methoden zur Charakterisierung und Modellierung von lackisoliertem Kupferflachdraht auf alternative Isolationswerkstoffe und -technologien übertragen werden?

Weiterhin bestehen im Kontext der **Prozessanalyse und -modellierung** die nachfolgenden Forschungsfragen:

- Weisen dynamische Effekte einen signifikanten Einfluss auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen auf? Wie kann der Einfluss der Prozessgeschwindigkeit auf den Biegeprozess effizient modelliert werden?
- Können die am Beispiel des Rotationszugbiegeverfahrens erarbeiteten und validierten Modellierungsmethoden uneingeschränkt auf alternative Verfahren wie das Schwenkbiegen, endengesteuerte Biegen, klassische Rohrbiegen oder Gesenkbiegen übertragen werden?
- Wie kann der Prozessschritt der werkzeuggebundenen Formgebung von Hairpin-Steckspulen auf Basis von unabhängigen numerischen Prozessmodellen der sequenziellen Biegeoperationen ganzheitlich modelliert werden? Können die in der Dissertation aufgezeigten Ansätze zur numerischen und datenbasierten Prozessmodellierung auf Mehrfachbiegungen übertragen werden?
- Können fertigungsbedingte Einflüsse auf die funktionellen Isolationseigenschaften von Hairpin-Steckspulen durch ein empirisches Schädigungsmodell auf Grundlage der mechanischen Belastungen im Biegeumformprozess numerisch prognostiziert werden?

Darüber hinaus ergeben sich im Kontext der **modellbasierten Parametrierung und Regelung** des sequenziellen Biegeprozesses die nachfolgenden Forschungsfragen:

- Können die in der Dissertation am Beispiel von vereinfachten Spulengeometrien mit ebenen Geometrieelementen dargelegten Methoden zur automatisierten Prozessparametrierung ohne Einschränkungen auf das Biegen von Hairpin-Steckspulen mit räumlich gekrümmten Geometrieelementen übertragen werden?
- Sind modellbasierte Regelungssysteme dazu geeignet, die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen mit räumlich gekrümmten Geometrieelementen auf Basis zweidimensionaler Qualitätsmerkmale indirekt zu verbessern?
- Können maschinenspezifische Störgrößen wie Werkzeugtoleranzen und Maschinensteifigkeiten durch den Einsatz von numerischen Prozessmodellen mit einer hinreichenden Genauigkeit kompensiert werden?

Hiervon unabhängig legen die in der Dissertation beschriebenen Modellierungs- und Regelungsmethoden erstmals die notwendigen Grundlagen für eine prozesssichere Formgebung von Hairpin-Steckspulen als Basis einer robusten Serienproduktion.

Publikationsliste des Verfassers

- Fleischer, J.; Hausmann, L.; Halwas, M.; Hofmann, J.; Wirth, F. & Wößner, W. (2020), *Wissen kompakt: Produktion elektrischer Traktionsmotoren*, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik.
https://www.wbk.kit.edu/downloads/Wissen_kompakt_Elektromotoren_Produktion.pdf [Zugriff am 15.06.2024].
- Fleischer, J.; Pfund, T.; Wirth, F.; Fraider, F.; Halwas, M.; Hausmann, L. & Wößner, W. (2021), „Agile Produktion elektrischer Traktionsmotoren als Antwort auf volatile Märkte und Technologien“, *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, Jg. 116 (3), S. 128–132. DOI: 10.1515/zwf-2021-0025.
- Fleischer, J.; Hausmann, L. & Wirth, F. (2021), „Production-oriented design of electric traction drives with hairpin winding“, *Procedia CIRP*, Jg. 100, S. 169–174.
DOI: 10.1016/j.procir.2021.05.080.
- Fleischer, J.; Fraider, F.; Kößler, F.; Mayer, D. & Wirth, F. (2022), „Agile Production Systems for Electric Mobility“, *Procedia CIRP*, Jg. 107, S. 1251–1256.
DOI: 10.1016/j.procir.2022.05.140.
- Halwas, M.; Sell-Le Blanc, F.; Jux, B.; Doppelbauer, M.; Wirth, F.; Hausmann, L.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2019), „Coherences Between Production Technology and Performance of Electric Traction Drives“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 03.-04.12.2019, Esslingen*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9011889.
- Halwas, M.; Hausmann, L.; Wirth, F.; Fleischer, J.; Jux, B. & Doppelbauer, M. (2020), „Influences of Design and Manufacturing on the Performance of Electric Traction Drives“. *2020 International Conference on Electrical Machines (ICEM), 23.-26.08.2020, Göteborg, SWE*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 488–494.
DOI: 10.1109/ICEM49940.2020.9270899.
- Halwas, M.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2021), „Kompaktwickelprozess zur Herstellung verteilter Wicklungen. Merkmale, Chancen und Ausblick auf industrielle Anwendungen“, *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, Jg. 116 (3), S. 124–127.
DOI: 10.1515/zwf-2021-0024.
- Halwas, M.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2022), „Investigation of the Forming Behavior of Copper Wires for the Compaction of Windings for Electric Machines“, *Key Engineering Materials*, Jg. 926, S. 1809–1818. DOI: 10.4028/p-hhpr62.
- Hausmann, L.; Wirth, F.; Franck, C.; Förderer, M.; Karrer, M.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2019), „Ausbildungsfabrik Statorfertigung. Ein Beitrag zur Mitarbeiterqualifizierung im Kontext der Elektromobilität“, *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, Jg. 114 (10), S. 621–626. DOI: 10.3139/104.112166.

- Hausmann, L.; Wirth, F.; Flammer, M. O.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2020), „Aligning vocational training to the electromobile transformation by establishing the “Training Factory Stator Production” – A methodical deficit analysis with derivation of measures“, *Procedia Manufacturing*, Jg. 45, S. 448–453.
DOI: 10.1016/j.promfg.2020.04.051.
- Hausmann, L.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2020), „Opportunities of Model-Based Production-Oriented Design of Stators with Hairpin Winding“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 08.-09.12.2020, Ludwigsburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388186.
- Hausmann, L.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2022), „Flexible Twisting Process of Stators with Hairpin Winding“. *2022 12th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2022, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC56367.2022.10019760.
- Hausmann, L.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2023), „Calculation of Process Parameters for the Twisting of Stators with Hairpin Winding“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372173.
- Heim, M.; Wirth, F.; Boschert, L. & Fleischer, J. (2023), „An Approach for the Disassembly of Permanent Magnet Synchronous Rotors to Recover Rare Earth Materials“, *Procedia CIRP*, Jg. 116, S. 71–76. DOI: 10.1016/j.procir.2023.02.013.
- Heim, M.; Boschert, L.; Klein, N.; Wirth, F.; Acker, D. & Fleischer, J. (2023), „Wave Spring-Based Magnet Fixations for Electric Traction Motors“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372158.
- 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“. *2016 6th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 30.11.-01.12.2016, Nürnberg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–5. DOI: 10.1109/EDPC.2016.7851326.
- Klein, N.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2023), „Methodology for the Implementation of a Consistent Information Model for the Electric Drives Production“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372155.
- Wirth, F.; Kirgör, T.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2018), „FE-Based Simulation of Hairpin Shaping Processes for Traction Drives“. *2018 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 04.-05.12.2018, Schweinfurt, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–5. DOI: 10.1109/EDPC.2018.8658278.
- Wirth, F. & Fleischer, J. (2019), „Influence of Wire Tolerances on Hairpin Shaping Processes“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 03.-04.12.2019, Esslingen, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8.
DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9011999.

- Wirth, F.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2019), *Einfluss geometrischer Materialtoleranzen auf die werkzeuggebundene Formgebung und Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen*, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik. <https://umformtechnik.net/content/location/72725> [Zugriff am 15.06.2024].
- Wirth, F.; Hausmann, L.; Halwas, M.; Hofmann, J.; Mayer, D. & Wößner, W. & Fleischer, J. (2019), „Optimierte Fertigung elektrischer Traktionsmotoren durch Technologien der Industrie 4.0“. *Future Mobility: automatisiert - vernetzt - elektrisch, 02.07.2019, Ostfildern*, Hrsg. Technische Akademie Esslingen e.V., S. 1–14.
- Wirth, F.; Nguyen, C.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2020), „Characterization of Rectangular Copper Wire Forming Properties and Derivation of Control Concepts for the Kinematic Bending of Hairpin Coils“, *Procedia Manufacturing*, Jg. 47, S. 678–685. DOI: 10.1016/j.promfg.2020.04.209.
- Wirth, F.; Hausmann, L.; Eppler, A. & Fleischer, J. (2021), „Metamodeling of Numerical Simulations for Optimization of Hairpin Bending Processes“. *2021 11th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 07.-09.12.2021, Erlangen*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC53547.2021.9684203.
- Wirth, F.; Fraider, F.; Gerner, J.; Hausmann, L. & Fleischer, J. (2023), „Defect types and mechanisms of hairpin coils in manufacturing of electric traction motors“. *Elektromechanische Antriebssysteme 2023. 9. Fachtagung (VDE OVE), 08.-09.11.2023, Wien, AUT*, Hrsg. A. Binder, M. Doppelbauer & H. Neudorfer, VDE Verlag, Berlin, S. 312–318. ISBN: 978-3-8007-6153-1.
- Wirth, F.; Gerner, J.; Hausmann, L. & Fleischer, J. (2023), „Closed-Loop Process Control for Sequential Tool-Bound Bending of Hairpin Coils“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 29.-30.11.2023, Regensburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372174.
- Wirth, F.; Gerner, J.; Hausmann, L.; Vitzthum, S.; Koprivc, A. & Fleischer, J. (2023), „Methodology for the Mechanical Characterization of Rectangular Winding Wire in the Context of Electric Mobility“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 29.-30.11.2023, Regensburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372157.
- Wirth, F.; Hausmann, L. & Fleischer, J. (2024), „Model-based closed-loop process control for the manufacturing of hairpin coils“, *Production Engineering*, Jg. 18 (5), S. 875–888. DOI: 10.1007/s11740-024-01271-5.

Literaturverzeichnis

Verweise gemäß dem Schema (A_Name Jahr) beziehen sich auf studentische Arbeiten, die vom Verfasser der Dissertation am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) angeleitet wurden.

A_Eppler 2021

Eppler, A. (2021), *Einsatz KI-basierter Modellierungsmethoden zur optimierten Formgebung von Hairpin-Steckspulen im Kontext der Elektromobilität*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe.

A_Gerner 2020

Gerner, J. (2020), *Systematische Entwicklung eines Anlagenmoduls zur flexiblen Formgebung von Hairpin-Steckspulen für die Elektromobilität*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe.

A_Gerner 2023

Gerner, J. (2023), *Entwicklung und experimentelle Validierung einer prozessgeregelten Roboterzelle für die flexible Statorproduktion im Kontext der Elektromobilität*. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe.

A_Hermann 2023

Hermann, Y. (2023), *KI-basierte Methodik zur automatisierten Prozessparametrierung für die flexible Statorproduktion im Kontext der Elektromobilität*. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe.

A_Korn 2023

Korn, N. (2023), *Optimierung der initialen Biegeparameter für die Formgebung von Hairpin-Steckspulen*. Seminararbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe.

A_Nguyen 2019

Nguyen, C. (2019), *Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften von Flachdrähten für die Elektromobilität*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe.

A_Rottenberger 2022

Rottenberger, A. (2022), *Optimierung und automatisierte Parametrierung einer Roboterzelle für die flexible Statorproduktion im Kontext der Elektromobilität*. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe.

A_Zimmermann 2022

Zimmermann, T. (2022), *Methodik zur automatisierten Identifikation von Konstruktionselementen für die variantenflexible Formgebung von Hairpin-Steckspulen*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe.

Acevedo et al. 2023

Acevedo, I. L.; Osama, M.; Filusch, D. & Herzog, H.-G. (2023), „Design of Shaped Electric Machine Windings to Reduce Ohmic Losses“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372159.

Acquaviva et al. 2021

Acquaviva, A.; Diana, M.; Raghuraman, B.; Petersson, L. & Nategh, S. (2021), „Sustainability Aspects of Electrical Machines For E-Mobility Applications Part II: Aluminium Hairpin vs. Copper Hairpin“. *2021 47th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON)*, 13.-16.10.2021, Toronto, CAN, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/IECON48115.2021.9589649.

AICON 3D Systems GmbH 2016

AICON 3D Systems GmbH (2016), *Rohr & Draht. Effiziente 3D Messtechnik für Biegebauteile*. <https://www.hexagonmi.com/-/media/Files/Hexagon/AICON%203D/Products/TubeInspect/BrochureTube%20%20WireDE.ashx> [Zugriff am 05.08.2019].

Allwood et al. 2016

Allwood, J. M.; Duncan, S. R.; Cao, J.; Groche, P.; Hirt, G.; Kinsey, B.; Kuboki, T.; Liewald, M.; Sterzing, A. & Tekkaya, A. E. (2016), „Closed-loop control of product properties in metal forming“, *CIRP Annals*, Jg. 65 (2), S. 573–596. DOI: 10.1016/j.cirp.2016.06.002.

Alpaydin 2022

Alpaydin, E. (2022), *Maschinelles Lernen*, 3. Aufl., De Gruyter Oldenbourg, Berlin, Boston. ISBN: 978-3-11-074019-6.

Aoyama & Deng 2019

Aoyama, M. & Deng, J. (2019), „Visualization and Quantitative Evaluation of Eddy Current Loss in Bar-Wound Type Permanent Magnet Synchronous Motor for Mild-Hybrid Vehicles“, *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*, Jg. 3 (3), S. 269–278. DOI: 10.30941/CESTEMS.2019.00035.

Arnet 1999

Arnet, H. (1999), *Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung*. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, Meisenbach Verlag, Bamberg. ISBN: 3-87525-120-2.

Arzillo et al. 2020a

Arzillo, A.; Nuzzo, S.; Braglia, P.; Franceschini, G.; Barater, D.; Gerada, D. & Gerada, C. (2020), „An Analytical Approach for the Design of Innovative Hairpin Winding Layouts“. *2020 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 23.-26.08.2020, Göteborg, SWE, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1534–1539. DOI: 10.1109/ICEM49940.2020.9270927.

Arzillo et al. 2020b

Arzillo, A.; Braglia, P.; Nuzzo, S.; Barater, D.; Franceschini, G.; Gerada, D. & Gerada, C. (2020), „Challenges and Future Opportunities of Hairpin Technologies“. *2020 IEEE 29th International Symposium on Industrial Electronics (ISIE)*, 17.-

- 19.06.2020, Delft, NLD, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 277–282.
DOI: 10.1109/ISIE45063.2020.9152417.
- Baader et al. 2021
Baader, M.; Mayr, A.; Raffin, T.; Selzam, J.; Kühl, A. & Franke, J. (2021), „Potentials of Optical Coherence Tomography for Process Monitoring in Laser Welding of Hairpin Windings“. *2021 11th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 07.-09.12.2021, Erlangen*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–10.
DOI: 10.1109/EDPC53547.2021.9684210.
- Bălă et al. 1976
Bălă, C.; Fetita, A. & Lefter, V. (1976), *Handbuch der Wickeltechnik elektrischer Maschinen. Theorie, Konstruktion und Technologie von Wicklungen rotierender Maschinen*, 2. Aufl., VEB Verlag Technik, Berlin.
- Baragetti 2006
Baragetti, S. (2006), „A Theoretical Study on Nonlinear Bending of Wires“, *Meccanica*, Jg. 41 (4), S. 443–458. DOI: 10.1007/s11012-006-0002-y.
- Barbieri et al. 2022
Barbieri, S. G.; Mangeruga, V.; Giacomini, M. & Mantovani, S. (2022), „Structural Analysis of the Forming Process for Hairpin Windings for Electric Motor Applications: Torsional-Flexural Instability Issues“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM), 05.-08.09.2022, Valencia, ESP*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1137–1143. DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910827.
- Bargel 2012
Bargel, H.-J. (2012), „Werkstoffprüfung“ in *Werkstoffkunde*, Hrsg. H.-J. Bargel & G. Schulze, Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, S. 119–173. ISBN: 978-3-642-17717-0.
- Bauer & Polthier 2009
Bauer, U. & Polthier, K. (2009), „Generating parametric models of tubes from laser scans“, *Computer-Aided Design*, Jg. 41 (10), S. 719–729.
DOI: 10.1016/j.cad.2009.01.002.
- Bauer & Polthier 2007
Bauer, U. & Polthier, K. (2007), „Parametric Reconstruction of Bent Tube Surfaces“. *2007 International Conference on Cyberworlds, 24.-26.10.2007, Hannover*, IEEE Computer Society, Los Alamitos, CA, USA, S. 465–474.
DOI: 10.1109/CW.2007.59.
- Beier & Wurl 2015
Beier, T. & Wurl, P. (2015), *Regelungstechnik. Basiswissen, Grundlagen, Beispiele*, 2. Aufl., Carl Hanser Verlag, München. ISBN: 978-3-446-44393-8.
- Berardi et al. 2020
Berardi, G.; Nategh, S.; Bianchi, N. & Thioliere, Y. (2020), „A Comparison Between Random and Hairpin Winding in E-mobility Applications“. *46th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON 2020), 18.-21.10.2020, Singapur, SGP*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 815–820.
DOI: 10.1109/IECON43393.2020.9255269.

Berardi & Bianchi 2018

Berardi, G. & Bianchi, N. (2018), „Design Guideline of an AC Hairpin Winding“. *2018 XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 03.-06.09.2018, Alexandroupoli, GRC, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 2444–2450. DOI: 10.1109/ICELMACH.2018.8506785.

Beyerer et al. 2016

Beyerer, J.; Puente León, F. & Frese, C. (2016), *Automatische Sichtprüfung. Grundlagen, Methoden und Praxis der Bildgewinnung und Bildauswertung*, 2. Aufl., Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-662-47786-1.

Bianchi & Berardi 2018

Bianchi, N. & Berardi, G. (2018), „Analytical Approach to Design Hairpin Windings in High Performance Electric Vehicle Motors“. *2018 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 23.-27.09.2018, Portland, OR, USA, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 4398–4405. DOI: 10.1109/ECCE.2018.8558383.

Biermann & Daniel 2019

Biermann, T. & Daniel, B. (2019), „Elektrische Fahrtriebe“ in *Elektrifizierung des Antriebsstrangs. Grundlagen – vom Mikro-Hybrid zum vollelektrischen Antrieb*, Hrsg. H. Tschöke, P. Gutzmer & T. Pfund, Springer Vieweg, Berlin, S. 191–212. ISBN: 978-3-662-60356-7.

Bohn & Unbehauen 2016

Bohn, C. & Unbehauen, H. (2016), *Identifikation dynamischer Systeme. Methoden zur experimentellen Modellbildung aus Messdaten*, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-8348-2197-3.

Bönig et al. 2014a

Bönig, J.; Bickel, B.; Ebenhöch, M.; Spahr, M.; Fischer, C. & Franke, J. (2014), „Structural Mechanics Process Simulation of Linear Coil Winding“, *Advanced Materials Research*, 1018, S. 47–54. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.1018.47.

Bönig et al. 2014b

Bönig, J.; Bickel, B.; Spahr, M.; Fischer, C. & Franke, J. (2014), „Explicit dynamics process simulation of linear coil winding for electric drives production“. *2014 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 30.09.-01.10.2014, Nürnberg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC.2014.6984403.

Bönig et al. 2015

Bönig, J.; Bickel, B.; Spahr, M.; Fischer, C. & Franke, J. (2015), „Simulation of orthocyclic windings using the linear winding technique“. *2015 5th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 15.-16.09.2015, Nürnberg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/EDPC.2015.7323201.

Bonvin 2015

Bonvin, D. (2015), „Control and Optimization of Batch Processes“ in *Encyclopedia of Systems and Control*, Hrsg. J. Baillieul & T. Samad, Springer-Verlag London, London, GBR, S. 133–138. ISBN: 978-1-4471-5058-9.

Born et al. 2023

Born, H. C.; Schaffrath, M.; Tege, D.; Brans, F.; Dorn, B.; Heimes, H. & Kampker,

- A. (2023), „Analysis of the Influence of Various Bending Parameters on the Resulting Electrical Properties of Bent Hairpins“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372171.
- Bracht et al. 2018
Bracht, U.; Geckler, D. & Wenzel, S. (2018), *Digitale Fabrik. Methoden und Praxisbeispiele*, 2. Aufl., Springer Vieweg, Berlin. ISBN: 978-3-662-55783-9.
- Braunbeck et al. 2022
Braunbeck, F.; Schmack, T. & Reuss, H.-C. (2022), „Experimental Investigation of an Extrusion Profile for Slot Liner Insulation of an Electric Traction Machine with Winding Direct Cooling“. *2022 12th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2022, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/EDPC56367.2022.10019738.
- Braunbeck et al. 2023
Braunbeck, F.; Schmack, T. & Reuss, H.-C. (2023), „Manufacture of a Production-Optimised Liner for Direct Winding Cooling of an Electric Machine“ in *23. Internationales Stuttgarter Symposium*, Hrsg. A. C. Kulzer, H.-C. Reuss & A. Wagner, Springer Vieweg, Wiesbaden, S. 204–218. ISBN: 978-3-658-42047-5.
- Carbonieri et al. 2022
Carbonieri, M.; Venturini, G. & Popescu, M. (2022), „A Practical Approach to Hairpin Winding Design: Patterns Investigation, Feasibility Verification and Fractional Slot Solutions“. *2022 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 09.-13.10.2022, Detroit, MI, USA, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/ECCE50734.2022.9947875.
- Chapman et al. 2008
Chapman, M.; Frost, N. & Bruetsch, R. (2008), „Insulation Systems for Rotating Low-Voltage Machines“. *2008 IEEE International Symposium on Electrical Insulation (ISEI)*, 09.-12.06.2008, Vancouver, CAN, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 257–260. DOI: 10.1109/ELINSL.2008.4570323.
- Chatti 1998
Chatti, S. (1998), *Optimierung der Fertigungsgenauigkeit beim Profilbiegen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Dortmund, Shaker, Aachen. ISBN: 978-3-8265-3534-5.
- Chatti et al. 2004
Chatti, S.; Dirksen, U. & Kleiner, M. (2004), „Optimization of the Design and Manufacturing Process of Bent Profiles“, *Journal of the Mechanical Behaviour of Materials*, Jg. 15 (6), S. 437–444. DOI: 10.1515/JMBM.2004.15.6.437.
- Chatti et al. 2012
Chatti, S.; Maevus, F.; Hermes, M.; Tekkaya, A. E. & Kleiner, M. (2012), „Biegeumformen“ in *Handbuch Umformen*, Hrsg. H. Hoffmann, G. Spur & R. Neugebauer, Carl Hanser Verlag, München, S. 571–606. ISBN: 978-3-446-43004-4.
- Choi et al. 2022
Choi, H.; Fazily, P.; Park, J.; Kim, Y.; Cho, J. H.; Kim, J. & Yoon, J. W. (2022),

„Artificial intelligence for springback compensation with electric vehicle motor component“, *International Journal of Material Forming*, Jg. 15, S. 1–20.
DOI: 10.1007/s12289-022-01671-x.

Cutuli et al. 2022a

Cutuli, G.; Barater, D.; Nategh, S. & Raghuraman, B. (2022), „Aluminum Hairpin Solution for Electrical Machines in E-Mobility Applications : Part I: Electromagnetic Aspects“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 05.-08.09.2022, Valencia, ESP, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1770–1776.
DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910945.

Cutuli et al. 2022b

Cutuli, G.; Barater, D.; Nategh, S.; Ericsson, D. & Törmänen, M. (2022), „Aluminum Hairpin Solution for Electrical Machines in E-Mobility Applications : Part II: Thermal and Cooling Aspects“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 05.-08.09.2022, Valencia, ESP, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 511–517.
DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910683.

Cutuli et al. 2023

Cutuli, G.; Nuzzo, S.; Zou, T.; Franceschini, G.; Gerada, C. & Barater, D. (2023), „Multi-objective Optimizations of Copper and Aluminum Hairpin Windings: a Comparison“. *2023 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 29.10.-02.11.2023, Nashville, TN, USA, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 3796–3801.
DOI: 10.1109/ECCE53617.2023.10362293.

Dannier et al. 2022

Dannier, A.; Di Bruno, F.; Fiume, F.; Fedele, E. & Brando, G. (2022), „Hairpin Winding Technology for Electric Traction Motors: Design, Prototyping, and Connection Rules“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 05.-08.09.2022, Valencia, ESP, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1170–1175.
DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910851.

D'Arcangelo et al. 2024

D'Arcangelo, S.; Caprio, L.; Chesi, D.; Nocciolini, D.; Corbinelli, R.; Previtali, B. & Demir, A. G. (2024), „Comprehensive benchmarking of laser welding technologies including novel beam shapes and wavelengths for e-drive copper hairpins“, *Optics & Laser Technology*, Jg. 169, S. 1–14. DOI: 10.1016/j.optlastec.2023.109964.

Dean et al. 2017

Dean, A.; Voss, D. & Draguljić, D. (2017), *Design and Analysis of Experiments*, 2. Aufl., Springer International Publishing, Cham, CHE. ISBN: 978-3-319-52250-0.

DIN 1319-1

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (1995), *Grundlagen der Meßtechnik – Teil 1: Grundbegriffe*, DIN 1319-1:1995-01, Beuth Verlag, Berlin.

DIN 1319-2

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2005), *Grundlagen der Messtechnik – Teil 2: Begriffe für Messmittel*, DIN 1319-2:2005-10, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 1977

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2013), *Kupfer und Kupferlegierungen – Vordraht aus Kupfer, DIN EN 1977:2013-04*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 6892-1

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2017), *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2016), DIN EN ISO 6892-1:2017-02*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN 6935

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2011), *Kaltbiegen von Flacherzeugnissen aus Stahl, DIN 6935:2011-10*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 7438

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2021), *Metallische Werkstoffe – Biegeversuch (ISO 7438:2020), DIN EN ISO 7438:2021-03*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN 8580

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2022), *Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung, DIN 8580:2022-12*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN 8586

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2003), *Fertigungsverfahren Biegeumformen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe, DIN 8586:2003-09*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN 8593

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2003), *Fertigungsverfahren Fügen – Teil 5: Fügen durch Umformen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe, DIN 8593-5:2003-09*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN IEC 60050-351

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2014), *Internationales Elektrotechnisches Wörterbuch – Teil 351: Leittechnik (IEC 60050-351:2013), DIN IEC 60050-351:2014-09*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60264-2-2

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2004), *Verpackung von Wickeldrähten – Teil 2-2: Lieferspulen mit zylindrischem Kern – Spezifikation für Mehrweg-Lieferspulen aus thermoplastischem Werkstoff (IEC 60264-2-2:1990 + A1:2003), DIN EN 60264-2-2:2004-10*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60317-0-2

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2014), *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten – Teil 0-2: Allgemeine Anforderungen – Lackisolierte Flachdrähte aus Kupfer (IEC 60317-0-2:2013); Deutsche Fassung EN 60317-0-2:2014, DIN EN 60317-0-2:2014-10*, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60317-29

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2011), *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten – Teil 29: Flachdrähte aus Kupfer, lackisoliert mit Polyester oder Polyesterimid und darüber mit Polyamidimid, Klasse 200 (IEC*

60317-29:1990 + A1:1997 + A2:2010), DIN EN 60317-29:2011-03, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60317-30

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2006), *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten – Teil 30: Flachdrähte aus Kupfer, lackisoliert mit Polyimid, Klasse 220 (IEC 60317-30:1990 + A1:1997 + A2:2005)*, DIN EN 60317-30:2006-09, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60317-47

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2014), *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten – Teil 47: Flachdrähte aus Kupfer, lackisoliert mit aromatischen Polyimiden, Klasse 240 (IEC 60317-47:2013)*, DIN EN 60317-47:2014-10, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60317-58

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2011), *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten – Teil 58: Flachdrähte aus Kupfer, lackisoliert mit Polyamidimid, Klasse 220 (IEC 60317-58:2010)*, DIN EN 60317-58:2011-06, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60851-1

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2010), *Wickeldrähte – Prüfverfahren – Teil 1: Allgemeines (IEC 60851-1:1996 + A1:2003 + A2:2009)*, DIN EN 60851-1:2010-09, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60851-2

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2016), *Wickeldrähte – Prüfverfahren – Teil 2: Ermittlung der Maße (IEC 60851-2:2009 + A1:2005)*, DIN EN 60851-2:2016-04, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60851-3

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2014), *Wickeldrähte – Prüfverfahren – Teil 3: Mechanische Eigenschaften (IEC 60851-3:2009 + A1:2013)*, DIN EN 60851-3:2014-07, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60851-4

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2017), *Wickeldrähte – Prüfverfahren – Teil 4: Chemische Eigenschaften (IEC 60851-4:2016)*, DIN EN 60851-4:2017-04, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60851-5

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2012), *Wickeldrähte – Prüfverfahren – Teil 5: Elektrische Eigenschaften (IEC 60851-5:2008 + A1:2011)*, DIN EN 60851-5:2012-04, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 60851-6

DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (2013), *Wickeldrähte – Prüfverfahren – Teil 6: Thermische Eigenschaften (IEC 60851-6:2012)*, DIN EN 60851-6:2013-03, Beuth Verlag, Berlin.

Dirksen 2008

Dirksen, U. (2008), *Testumgebung für Prozessregelungen zum Drei-Rollen-Profilbiegen mit virtuellem und realem Biegeprozess*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Dortmund, Shaker, Aachen. ISBN: 978-3-8265-3534-5.

Doege & Behrens 2007

Doege, E. & Behrens, B.-A. (2007), *Handbuch Umformtechnik. Grundlagen, Technologien, Maschinen*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-540-23441-8.

Doppelbauer 2020

Doppelbauer, M. (2020), *Grundlagen der Elektromobilität. Technik, Praxis, Energie und Umwelt*, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-29730-5.

Douglas & Peucker 1973

Douglas, D. H. & Peucker, T. K. (1973), „Algorithms for the reduction of the number of points required to represent a digitized line or its caricature“, *Cartographica*, Jg. 10 (2), S. 112–122. DOI: 10.3138/FM57-6770-U75U-7727.

Du-Bar et al. 2018

Du-Bar, C.; Mann, A.; Wallmark, O. & Werke, M. (2018), „Comparison of Performance and Manufacturing Aspects of an Insert Winding and a Hairpin Winding for an Automotive Machine Application“. *2018 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 04.-05.12.2018, Schweinfurt*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC.2018.8658331.

Du-Bar & Wallmark 2018

Du-Bar, C. & Wallmark, O. (2018), „Eddy Current Losses in a Hairpin Winding for an Automotive Application“. *2018 XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM), 03.-06.09.2018, Alexandroupoli, GRC*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 710–716. DOI: 10.1109/ICELMACH.2018.8507265.

Eckenfels et al. 2019

Eckenfels, T.; Pfund, T. & Homm, M. (2019), „Mild-Hybrid (48-Volt-Hybrid)“ in *Elektrifizierung des Antriebsstrangs. Grundlagen – vom Mikro-Hybrid zum vollelektrischen Antrieb*, Hrsg. H. Tschöke, P. Gutzmer & T. Pfund, Springer Vieweg, Berlin, S. 153–164. ISBN: 978-3-662-60356-7.

England et al. 2021

England, M.; Dotz, B. & Ponick, B. (2021), „Evaluation of Winding Symmetry and Circulating Currents of Hairpin Windings“. *2021 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC), 17.-20.05.2021, Hartford, CT, USA*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/IEMDC47953.2021.9449604.

Eschenmann et al. 2023

Eschenmann, L. P.; Aufderheide, S. & Ponick, B. (2023), „Method for Efficient Generation of Preferable Hairpin Winding Diagrams“. *IECON 2023 - 49th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, 16.-19.10.2023, Singapur, SGP*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/IECON51785.2023.10312713.

Fischer et al. 2018

Fischer, P.; Heingärtner, J.; Renkci, Y. & Hora, P. (2018), „Experiences with inline

feedback control and data acquisition in deep drawing“, *Procedia Manufacturing*, Jg. 15, S. 949–954. DOI: 10.1016/j.promfg.2018.07.401.

Fischer 2013

Fischer, R. (2013), *Elektrische Maschinen*, 16. Aufl., Carl Hanser Verlag, München. ISBN: 978-3-446-43767-8.

Fleischer et al. 2020

Fleischer, J.; Hausmann, L.; Halwas, M.; Hofmann, J.; Wirth, F. & Wößner, W. (2020), *Wissen kompakt: Produktion elektrischer Traktionsmotoren*, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik. https://www.wbk.kit.edu/downloads/Wissen_kompakt_Elektromotoren_Produktion.pdf [Zugriff am 15.06.2024].

Fleischer et al. 2021a

Fleischer, J.; Hausmann, L. & Wirth, F. (2021), „Production-oriented design of electric traction drives with hairpin winding“, *Procedia CIRP*, Jg. 100, S. 169–174. DOI: 10.1016/j.procir.2021.05.080.

Fleischer et al. 2022

Fleischer, J.; Fraider, F.; Kößler, F.; Mayer, D. & Wirth, F. (2022), „Agile Production Systems for Electric Mobility“, *Procedia CIRP*, Jg. 107, S. 1251–1256. DOI: 10.1016/j.procir.2022.05.140.

Fleischer et al. 2021b

Fleischer, J.; Pfund, T.; Wirth, F.; Fraider, F.; Halwas, M.; Hausmann, L. & Wößner, W. (2021), „Agile Produktion elektrischer Traktionsmotoren als Antwort auf volatile Märkte und Technologien“, *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, Jg. 116 (3), S. 128–132. DOI: 10.1515/zwf-2021-0025.

Fraider et al. 2023

Fraider, F.; Wustmann, E. & Fleischer, J. (2023), „Approach for Flexible Gripping and Sequential Alignment of Hairpin Baskets“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372175.

Franz & Bruchwald 2020

Franz, C. & Bruchwald, O. (2020), „Process Monitoring in E-Mobility Applications“, *PhotonicsViews*, Jg. 17 (3), S. 64–68. DOI: 10.1002/phvs.202000029.

Frochte 2021

Frochte, J. (2021), *Maschinelles Lernen. Grundlagen und Algorithmen in Python*, 3. Aufl., Carl Hanser Verlag, München. ISBN: 978-3-446-46355-4.

Fyhr et al. 2017

Fyhr, P.; Domingues, G.; Reinap, A.; Andersson, M. & Alakula, M. (2017), „Performance and manufacturability tradeoffs of different electrical machine designs“. *2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)*, 21.-24.05.2017, Miami, FL, USA, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/IEMDC.2017.8002181.

Gavrilenko et al. 2021

Gavrilenko, V.; Leonov, A.; Bukharkin, A.; Hlioui, S. & Lefebvre, S. (2021), „A Method for Endurance Testing of Enamelled Round and Rectangular Wires for Motors Controlled by SiC-based Inverters“, *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, Jg. 28 (6), S. 2091–2098. DOI: 10.1109/TDEI.2021.009587.

Ghiotti et al. 2017

Ghiotti, A.; Simonetto, E.; Bruschi, S. & Bariani, P. F. (2017), „Springback measurement in three roll push bending process of hollow structural sections“, *CIRP Annals*, Jg. 66 (1), S. 289–292. DOI: 10.1016/j.cirp.2017.04.119.

Gläßel 2020

Gläßel, T. (2020), *Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenwicklungen für automobile Traktionsantriebe*. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, FAU University Press, Erlangen. ISBN: 978-3-96147-357-1.

Gläßel et al. 2020

Gläßel, T.; Seefried, J.; Kühl, A. & Franke, J. (2020), „Skinning of Insulated Copper Wires within the Production Chain of Hairpin Windings for Electric Traction Drives“, *International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research*, Jg. 9 (2), S. 1–7. DOI: 10.18178/ijmerr.9.2.163-169.

Gläßel et al. 2017

Gläßel, T.; Seefried, J. & Franke, J. (2017), „Challenges in the manufacturing of hairpin windings and application opportunities of infrared lasers for the contacting process“. *2017 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 05.-06.12.2017, Würzburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC.2017.8328150.

Gläßel et al. 2019a

Gläßel, T.; Seefried, J.; Masuch, M.; Riedel, A.; Mayr, A.; Kühl, A. & Franke, J. (2019), „Process Reliable Laser Welding of Hairpin Windings for Automotive Traction Drives“. *2019 International Conference on Engineering, Science, and Industrial Applications (ICESI), 22.-24.08.2019, Tokyo, JPN*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/ICESI.2019.8863004.

Gläßel et al. 2019b

Gläßel, T.; Pinhal, D. B.; Masuch, M.; Gerling, D. & Franke, J. (2019), „Manufacturing Influences on the Motor Performance of Traction Drives with Hairpin Winding“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 03.-04.12.2019, Esslingen*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9011872.

Gläßel et al. 2022

Gläßel, T.; Riedel, A.; Franke, J. & Kühl, A. (2022), „Influence of Enamelled Wire Preparation on the Laser welding of Hairpin Windings“. *2022 IEEE 67th Holm Conference on Electrical Contacts (HLM), 23.-26.10.2022, Tampa, FL, USA*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–5. DOI: 10.1109/HLM54538.2022.9969767.

GOM GmbH 2019

GOM GmbH (2019), *GOM Software 2019: Grundschulung. Inspektion Grundschulung — 3D-Messtechnik*, Braunschweig.

Goodfellow et al. 2018

Goodfellow, I.; Bengio, Y. & Courville, A. (2018), *Deep Learning. Das umfassende Handbuch: Grundlagen, aktuelle Verfahren und Algorithmen, neue Forschungsansätze*, 1. Aufl., mitp, Frechen. ISBN: 978-3-95845-701-0.

Grumbach et al. 2021

Grumbach, M.; Locher, A. & Kilian, S. (2021), „Paradigmenwechsel im Antriebsstrang – Elektrifizierung als Standard“, *MTZ - Motortechnische Zeitschrift*, Jg. 82 (4), S. 50–55. DOI: 10.1007/s35146-021-0644-2.

Ha et al. 2020

Ha, T.; Ma, J.; Blindheim, J.; Welo, T.; Ringen, G. & Wang, J. (2020), „In-line Springback Measurement for Tube Bending Using a Laser System“, *Procedia Manufacturing*, Jg. 47, S. 766–773. DOI: 10.1016/j.promfg.2020.04.233.

Ha et al. 2022

Ha, T.; Welo, T.; Ringen, G. & Wang, J. (2022), „A strategy for on-machine springback measurement in rotary draw bending using digital image-based laser tracking“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Jg. 119 (1-2), S. 705–718. DOI: 10.1007/s00170-021-08178-w.

Haas & Hackmann 2022

Haas, A. & Hackmann, W. (2022), „Verfahren zur Herstellung von Statorwellenwicklungen für elektrische Traktionsantriebe“, *MTZ - Motortechnische Zeitschrift*, Jg. 83 (5), S. 62–65. DOI: 10.1007/s35146-022-0810-1.

Hagan et al. 2002

Hagan, M. T.; Demuth, H. B. & De Jesús, O. (2002), „An introduction to the use of neural networks in control systems“, *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, Jg. 12 (11), S. 959–985. DOI: 10.1002/rnc.727.

Hagan & Demuth 1999

Hagan, M. T. & Demuth, H. B. (1999), „Neural networks for control“. *1999 American Control Conference (ACC), 02.-04.06.1999, San Diego, CA, USA*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, 1642-1656. DOI: 10.1109/ACC.1999.786109.

Hagedorn 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. ISBN: 978-3-662-49210-9.

Hajji et al. 2024

Hajji, T. E.; Hlioui, S.; Louf, F.; Gabsi, M.; Belahcen, A.; Mermaz-Rollet, G. & Belhadi, M. (2024), „AC Losses in Windings: Review and Comparison of Models With Application in Electric Machines“, *IEEE Access*, Jg. 12, S. 1552–1569. DOI: 10.1109/ACCESS.2023.3345014.

Halwas et al. 2021

Halwas, M.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2021), „Kompaktwickelprozess zur Herstellung verteilter Wicklungen. Merkmale, Chancen und Ausblick auf industrielle Anwendungen“, *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, Jg. 116 (3), S. 124–127. DOI: 10.1515/zwf-2021-0024.

Halwas 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 NeWwire“, *wt Werkstatttechnik online*, Jg. 108 (5), S. 301–306. DOI: 10.37544/1436-4980-2018-05-27.

Halwas et al. 2020a

Halwas, M.; Ambs, P.; Sell-Le Blanc, F.; Weiße, L.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2020), „Development and Implementation of a Compact Winding Process“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 08.-09.12.2020, Ludwigsburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388198.

Halwas et al. 2020b

Halwas, M.; Hausmann, L.; Wirth, F.; Fleischer, J.; Jux, B. & Doppelbauer, M. (2020), „Influences of Design and Manufacturing on the Performance of Electric Traction Drives“. *2020 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 23.-26.08.2020, Göteborg, SWE, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 488–494. DOI: 10.1109/ICEM49940.2020.9270899.

Hameyer et al. 2024

Hameyer, K.; Butterweck, D.; Driendl, N.; Franck, M.; Groschup, B.; Jansen, K.; Leuning, N.; Mönninghoff, S.; Nell, M. & Schröder, M. (2024), „Elektrische Maschinen“ in *Elektromobilität. Grundlagen einer Fortschrittstechnologie*, Hrsg. A. Kampker & H. H. Heimes, Springer Vieweg, Berlin, S. 165–185. ISBN: 978-3-662-65812-3.

Hanisch & Henke 2022

Hanisch, L. V. & Henke, M. (2022), „Comparison of Insulation Capability of Round Wire and Hairpin Windings by Partial Discharge Measurements“. *2022 12th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2022, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/EDPC56367.2022.10019759.

Hanson & Norris 1981

Hanson, R. J. & Norris, M. J. (1981), „Analysis of Measurements Based on the Singular Value Decomposition“, *SIAM Journal on Scientific and Statistical Computing*, Jg. 2 (3), S. 363–373. DOI: 10.1137/0902029.

Hardt et al. 1982

Hardt, D. E.; Roberts, M. A. & Stelson, K. A. (1982), „Closed-Loop Shape Control of a Roll-Bending Process“, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Jg. 104 (4), S. 317–322. DOI: 10.1115/1.3139715.

Hartung et al. 2023

Hartung, J.; Jahn, A. & Heizmann, M. (2023), „Machine learning based geometry reconstruction for quality control of laser welding processes“, *tm - Technisches Messen*, Jg. 90 (7-8), S. 1–10. DOI: 10.1515/teme-2023-0006.

Hartung et al. 2021

Hartung, J.; Jahn, A.; Bocksrocker, O. & Heizmann, M. (2021), „Camera-Based In-Process Quality Measurement of Hairpin Welding“, *Applied Sciences*, Jg. 11 (21), S. 1–14. DOI: 10.3390/app112110375.

Hausmann et al. 2020

Hausmann, L.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2020), „Opportunities of Model-Based Production-Oriented Design of Stators with Hairpin Winding“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 08.-09.12.2020, Ludwigsburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388186.

Hausmann et al. 2022

Hausmann, L.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2022), „Flexible Twisting Process of Stators with Hairpin Winding“. *2022 12th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 29.-30.11.2022, Regensburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC56367.2022.10019760.

Hausmann et al. 2023

Hausmann, L.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2023), „Calculation of Process Parameters for the Twisting of Stators with Hairpin Winding“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 29.-30.11.2023, Regensburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372173.

Hausmann & Fleischer 2021

Hausmann, L. & Fleischer, J. (2021), „Flexibles Twisten von Statoren mit Hairpin-Wicklung“, *wt Werkstattstechnik online*, Jg. 111 (07-08), S. 490–494. DOI: 10.37544/1436-4980-2021-07-08-22.

He et al. 2022a

He, X.; Ma, J.; Tronvoll, S. A. & Welo, T. (2022), „In-Process Monitoring of Spring-back in Industrial Bending Using a Laser Sensor-Based Method“, *Key Engineering Materials*, Jg. 926, S. 2266–2274. DOI: 10.4028/p-8ap0z3.

He et al. 2022b

He, C.; Beltle, M.; Tenbohlen, S.; Hubert, T.; Schmidt, S. & Schneider, J. (2022), „Partial Discharge Characteristic of Hairpin Windings for Inverter-Fed Motors“. *2022 IEEE 4th International Conference on Dielectrics (ICD), 03.-07.07.2022, Palermo, ITA*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 49–52. DOI: 10.1109/ICD53806.2022.9863473.

Hehenberger 2011

Hehenberger, P. (2011), *Computerunterstützte Fertigung. Eine kompakte Einführung*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-642-13475-3.

Heimes et al. 2024

Heimes, H. H.; Kampker, A.; Dorn, B.; Nankemann, M.; Kraus, A.; Stäck, C. & Born,

- H. (2024), „Produktionsverfahren elektrischer Maschinen“ in *Elektromobilität. Grundlagen einer Fortschrittstechnologie*, Hrsg. A. Kampker & H. H. Heimes, Springer Vieweg, Berlin, S. 289–312. ISBN: 978-3-662-65812-3.
- Heller et al. 2015
Heller, B.; Chatti, S.; Schikorra, M.; Tekkaya, A. E. & Kleiner, M. (2015), „Blechbiegen“ in *Blechumformung. Verfahren, Werkzeuge und Maschinen*, Hrsg. K. Siegert, Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, S. 141–221. ISBN: 978-3-540-68418-3.
- Hemsen et al. 2023
Hemsen, J.; Nowak, N. & Eckstein, L. (2023), „Production cost modeling for permanent magnet synchronous machines for electric vehicles“, *Automotive and Engine Technology*, Jg. 8 (2), S. 109–126. DOI: 10.1007/s41104-023-00128-w.
- Hertweck 2019
Hertweck, B. (2019), „Flacher Mikrolackdraht treibt die Miniaturisierung der Elektronik“, *ATZelektronik*, Jg. 14 (7-8), S. 58–61. DOI: 10.1007/s35658-019-0073-x.
- Hexagon AB 2022
Hexagon AB (2022), *BendXtract-Technologie. Powering BendingStudio XT, die führende Software für die Rohr- und Drahtmessung*. https://go.mi.hexagon.com/l/980223/2023-08-29/368nb7/980223/1693300712nNYnKsC9/Hexagon_MI_Tube_BendXtract_Fact_Sheet_de.pdf [Zugriff am 15.06.2024].
- Hexagon AB 2023
Hexagon AB (2023), *3D Hairpin Inspect. A turnkey solution made for shop floor use*. https://go.mi.hexagon.com/l/980223/2023-08-31/3692gk/980223/1693492414Y70i51Cv/Hexagon_MI_Tube_HainS_Datasheet_2023_A4_en.pdf [Zugriff am 15.06.2024].
- Hexagon AB 2024
Hexagon AB (2024), *Rohr- und Drahtinspektionslösungen. Erweiterte Mess- und Prozesssteuerung für die Rohr- und Drahtindustrie*. https://go.mi.hexagon.com/l/980223/2023-08-29/368nbt/980223/1693302245d9VBfAI9/Hexagon_MI_Tube_Tube_and_Wire_Measurement_Solutions_Brochure_2024_de.pdf [Zugriff am 15.06.2024].
- Hofmann et al. 2017
Hofmann, J.; Bold, B.; Baum, C. & Fleischer, J. (2017), „Investigations on the tensile force at the multi-wire needle winding process“. *2017 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 05.-06.12.2017, Würzburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/EDPC.2017.8328142.
- Hofmann et al. 2019
Hofmann, J.; Sell-Le Blanc, F.; Wößner, W.; Angiyani-Vishnuram, E.; Köhn, H.; Leopold, 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“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 03.-04.12.2019, Esslingen*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9011839.

Husain et al. 2021

Husain, I.; Ozpineci, B.; Islam, M. S.; Gurpinar, E.; Su, G.-J.; Yu, W.; Chowdhury, S.; Xue, L.; Rahman, D. & Sahu, R. (2021), „Electric Drive Technology Trends, Challenges, and Opportunities for Future Electric Vehicles“, *Proceedings of the IEEE*, Jg. 109 (6), S. 1039–1059. DOI: 10.1109/JPROC.2020.3046112.

Ishigami et al. 2015

Ishigami, T.; Tanaka, Y. & Homma, H. (2015), „Motor Stator With Thick Rectangular Wire Lap Winding for HEVs“, *IEEE Transactions on Industry Applications*, Jg. 51 (4), S. 2917–2923. DOI: 10.1109/TIA.2015.2391435.

Islam et al. 2020

Islam, M. S.; Husain, I.; Ahmed, A. & Sathyan, A. (2020), „Asymmetric Bar Winding for High-Speed Traction Electric Machines“, *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, Jg. 6 (1), S. 3–15. DOI: 10.1109/TTE.2019.2962329.

Ji et al. 2024

Ji, Y.; Giangrande, P.; Zhao, W.; Madonna, V.; Zhang, H. & Galea, M. (2024), „Determination of Hotspot Temperature Margin for Rectangular Wire Windings Considering Insulation Thermal Degradation and Partial Discharge“, *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, Jg. 10 (1), S. 2057–2069. DOI: 10.1109/TTE.2023.3283393.

Jia et al. 2022

Jia, G.; Jing, M.; Xu, Y. & Zhang, F. (2022), „Simulation and Comparative Analysis of Permanent Magnet Motor with Rectangular-Wire and Circular-Wire“ in *The proceedings of the 16th Annual Conference of China Electrotechnical Society. Volume II*, Hrsg. X. Liang, Y. Li, J. He & Q. Yang, Springer Nature, Singapur, SGP, S. 1326–1333. ISBN: 978-981-19-1869-8.

Jiang et al. 2023

Jiang, J.; Zou, T.; La Rocca, S.; Gerada, D. & Gerada, C. (2023), „Comparative Study on Stranded and Hairpin Windings for 350kW EV Traction Motor“. *2023 26th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), 05.-08.11.2023, Zhuhai, CHN*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 4987–4992. DOI: 10.1109/ICEMS59686.2023.10345248.

Jin et al. 2017

Jin, P.; Liu, J.; Liu, S. & Wang, X. (2017), „A new multi-vision-based reconstruction algorithm for tube inspection“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Jg. 93 (5), S. 2021–2035. DOI: 10.1007/s00170-017-0664-8.

Jordan 1971

Jordan, W. (1971), *Beitrag zur Erfassung von Einflußgrößen der Drahtbeanspruchung beim maschinellen Bewickeln von Statorn mit Kupferlackdraht*. Dissertation, Technische Hochschule Ilmenau, Ilmenau.

Ju et al. 2023

Ju, X.; Cheng, Y.; Du, B.; Yang, M.; Yang, D. & Cui, S. (2023), „AC Loss Analysis and Measurement of a Hybrid Transposed Hairpin Winding for EV Traction

Machines“, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Jg. 70 (4), S. 3525–3536. DOI: 10.1109/TIE.2022.3179571.

Junker 2014

Junker, S. (2014), „Prozesse und Technologien für den Elektromaschinenbau“ in *Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren*, Hrsg. K. Feldmann, V. Schöppner & G. Spur, Carl Hanser Verlag, München, S. 751–769. ISBN: 978-3-446-43656-5.

Kampker et al. 2023a

Kampker, A.; Heimes, H. H.; Dorn, B.; Brans, F. & Stäck, C. (2023), „Challenges of the continuous hairpin technology for production techniques“, *Energy Reports*, Jg. 9, S. 107–114. DOI: 10.1016/j.egy.2022.10.370.

Kampker et al. 2018a

Kampker, A.; Kreisköther, K.; Kleine Büning, M. & Treichel, P. (2018), „Herausforderung Hairpintechnologie. Technologieschub für OEMs und Anlagenbauer“, *ATZ-elektronik*, Jg. 13 (5), S. 62–67. DOI: 10.1007/s35658-018-0061-6.

Kampker et al. 2017

Kampker, A.; Kreisköther, K.; Kleine Büning, M.; Treichel, P. & Theelen, J. (2017), „Automotive quality requirements and process capability in the production of electric motors“. *2017 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 05.-06.12.2017, Würzburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC.2017.8328146.

Kampker et al. 2018b

Kampker, A.; Treichel, P.; Kreisköther, K. D.; Krebs, M. & Kleine Büning, M. (2018), „Ex-Ante Process-FMEA for Hairpin Stator Production by Early Prototypical Production Concepts“. *2018 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 04.-05.12.2018, Schweinfurt, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC.2018.8658288.

Kampker et al. 2020a

Kampker, A.; Kawollek, S.; Treichel, P. & Shah, S. (2020), „Efficiency Deficits and Solution Principles of Requirements Management for Hairpin Stator Production Ramp-up by Early Prototypes“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 08.-09.12.2020, Ludwigsburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388209.

Kampker et al. 2020b

Kampker, A.; Kawollek, S.; Treichel, P.; Kraus, A.; Wendler, M. & Linde, M. (2020), „Inline Testing Method Based On Paschen’s Law With Integrated Machine Learning For Hairpin Stator Production“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 08.-09.12.2020, Ludwigsburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388208.

Kampker et al. 2020c

Kampker, A.; Kawollek, S.; Treichel, P. & Wendler, M. (2020), „A Systematic Approach to Inspection Planning in Agile Process Development of Hairpin Stator Production“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*,

08.-09.12.2020, Ludwigsburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8.

DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388194.

Kampker et al. 2022a

Kampker, A.; Heimes, H.; Dorn, B.; Brans, F. & Born, H. (2022), *Produktionsprozess eines Hairpin-Stators*, 3. Aufl., RWTH Aachen, Production Engineering of E-Mobility Components (PEM), Aachen. ISBN: 978-3-947920-19-8.

Kampker et al. 2022b

Kampker, A.; Dorn, B.; Brans, F.; Stäck, C.; Windhausen, M. & Patil, K. V. (2022), „Analysis of the Behaviour of the Winding Head of a Hairpin Stator“. *2022 12th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2022, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9.

DOI: 10.1109/EDPC56367.2022.10019766.

Kampker et al. 2022c

Kampker, A.; Dorn, B.; Brans, F.; Stäck, C.; Burkhart, B. & Uththama, K. (2022), „Stator design for flexible manufacturing in hairpin technology“. *11th International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2022)*, 21.-23.06.2022, Newcastle, GBR, IET, London, GBR, S. 6–11.

DOI: 10.1049/icp.2022.1002.

Kampker et al. 2023b

Kampker, A.; Heimes, H. H.; Dorn, B.; Brans, F.; Backes, T. & Al-Kinani, R. (2023), „Parameter Study on Bending of Rectangular Copper Hollow Wire for the Use in Hairpin Stator Electric Traction Motors“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372152.

Katona et al. 2016

Katona, S.; Lušić, M.; Koch, M. & Wartzack, S. (2016), „Integrating Optical 3D Measurement Techniques in Pipe Bending: A Model-based Approach Minimizing Waste by Deriving Real Functional Design Behaviour“, *Procedia CIRP*, Jg. 50, S. 808–812. DOI: 10.1016/j.procir.2016.04.163.

Kawashima et al. 2014

Kawashima, K.; Kanai, S. & Date, H. (2014), „As-built modeling of piping system from terrestrial laser-scanned point clouds using normal-based region growing“, *Journal of Computational Design and Engineering*, Jg. 1 (1), S. 13–26.

DOI: 10.7315/JCDE.2014.002.

Kleiner 1991

Kleiner, M. (1991), *Prozeßsimulation in der Umformtechnik*. Habilitationsschrift, Universität Dortmund, Dortmund.

Kleppmann 2020

Kleppmann, W. (2020), *Versuchsplanung. Produkte und Prozesse optimieren*, 10. Aufl., Carl Hanser Verlag, München. ISBN: 978-3-446-46397-4.

Knothe & Wessels 2017

Knothe, K. & Wessels, H. (2017), *Finite Elemente. Eine Einführung für Ingenieure*, 5. Aufl., Springer Vieweg, Berlin. ISBN: 978-3-662-49352-6.

Kolb et al. 2019

Kolb, J.; Roll, P.; Gehrke, L.; Asmussen, S.-E.; Boxriker, M.; Rimmele, P.; Schulz, D.; Tang, L. & Bender, M. (2019), „Sensorik und Regelqualität“ in *Elektrifizierung des Antriebsstrangs. Grundlagen – vom Mikro-Hybrid zum vollelektrischen Antrieb*, Hrsg. H. Tschöke, P. Gutzmer & T. Pfund, Springer Vieweg, Berlin, S. 229–281. ISBN: 978-3-662-60356-7.

Komodromos et al. 2017

Komodromos, A.; Löbbecke, C. & Tekkaya, A. E. (2017), „Development of forming and product properties of copper wire in a linear coil winding process“. *2017 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 05.-06.12.2017, Würzburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC.2017.8328143.

Komodromos 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“. *21st International ESAFORM Conference on Material Forming (ESAFORM 2018), 23.-25.04.2018, Palermo, ITA*, AIP Publishing, Melville, NY, USA, S. 1–7. DOI: 10.1063/1.5035014.

Krings & Monissen 2020

Krings, A. & Monissen, C. (2020), „Review and Trends in Electric Traction Motors for Battery Electric and Hybrid Vehicles“. *2020 International Conference on Electrical Machines (ICEM), 23.-26.08.2020, Göteborg, SWE*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1807–1813. DOI: 10.1109/ICEM49940.2020.9270946.

Krüger et al. 2023

Krüger, R.; Durán, P. P.; Gerhard, T. & Hameyer, K. (2023), „Current Displacement Effects on Copper Losses in PWM Supplied Electrical Machines“, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Jg. 38 (4), S. 2754–2761. DOI: 10.1109/TEC.2023.3275742.

Kühl & Franke 2021

Kühl, A. & Franke, J. (2021), „Robot-based Forming of Hairpin Winding“. *2021 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC), 17.-20.05.2021, Hartford, CT, USA*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/IEMDC47953.2021.9449576.

Kupferverband e.V. 2005a

Kupferverband e.V. (2005), *Cu-OFE – CW009A*. <https://kupfer.de/wp-content/uploads/2019/11/Cu-OFE.pdf> [Zugriff am 15.06.2024].

Kupferverband e.V. 2005b

Kupferverband e.V. (2005), *Cu-ETP – CW004A*. <https://kupfer.de/wp-content/uploads/2019/11/Cu-ETP.pdf> [Zugriff am 15.06.2024].

Lanza et al. 2019

Lanza, G.; Haefner, B.; Schild, L.; Berger, D.; Eschner, N.; Wagner, R. & Zaiß, M. (2019), „In-Line Measurement Technology and Quality Control“ in *Metrology*, Hrsg. W. Gao, Springer Nature, Singapur, S. 399–433. ISBN: 978-981-10-4938-5.

Lim et al. 2008

Lim, Y.; Venugopal, R. & Ulsoy, A. G. (2008), „Advances in the Control of Sheet Metal Forming“, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 41 (2), S. 1875–1883.
DOI: 10.3182/20080706-5-KR-1001.00320.

Lippmann 1959

Lippmann, H. (1959), „Ebenes Hochkantbiegen eines Balkens unter Berücksichtigung der Verfestigung“, *Ingenieur-Archiv*, 27, S. 153–168.
DOI: 10.1007/BF00536385.

Liu et al. 2019

Liu, S.; Wu, T.; Liu, J.; Wang, X.; Jin, P.; Huang, H. & Liu, W. (2019), „A Universal, Rapid and Accurate Measurement for Bend Tubes Based on Multi-View Vision“, *IEEE Access*, Jg. 7, S. 78758–78771. DOI: 10.1109/ACCESS.2019.2921420.

Liu et al. 2017

Liu, S.; Liu, J.; Jin, P. & Wang, X. (2017), „Tube measurement based on stereo-vision: a review“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Jg. 92 (5), S. 2017–2032. DOI: 10.1007/s00170-017-0254-9.

Lizarribar et al. 2024

Lizarribar, B.; Prieto, B.; Selema, A.; Ibrahim, M. N.; Sergeant, P.; Artetxe, G. & Martínez-Iturralde, M. (2024), „Multiphysics topology optimization of aluminium and copper conductors for automotive electrical machines“, *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, S. 1–9. DOI: 10.1109/TTE.2024.3367040.

Lomakin et al. 2020

Lomakin, A.; Mayr, A.; Graichen, K. & Franke, J. (2020), „Optimization of Direct Winding Processes Based on a Holistic Control Approach“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 08.-09.12.2020, Ludwigsburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388184.

Lou & Stelson 2001a

Lou, H. & Stelson, K. A. (2001), „Three-Dimensional Tube Geometry Control for Rotary Draw Tube Bending, Part 2: Statistical Tube Tolerance Analysis and Adaptive Bend Correction“, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Jg. 123 (2), S. 266–271. DOI: 10.1115/1.1351812.

Lou & Stelson 2001b

Lou, H. & Stelson, K. A. (2001), „Three-Dimensional Tube Geometry Control for Rotary Draw Tube Bending, Part 1: Bend Angle and Overall Tube Geometry Control“, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Jg. 123 (2), S. 258–265. DOI: 10.1115/1.1351813.

Luo et al. 1996a

Luo, J. X.; Joynt, D. L. & Stelson, K. A. (1996), „Control of the Fabrication of Long Slender Workpieces of Arbitrary Shape—Part I: Open-Loop Control of the Multi-Axis Bending Process“, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Jg. 118 (3), S. 540–548. DOI: 10.1115/1.2801178.

Luo et al. 1996b

Luo, J. X.; Joynt, D. L. & Stelson, K. A. (1996), „Control of the Fabrication of Long

- Slender Workpieces of Arbitrary Shape—Part II: Closed-Loop Control of the Multi-Axis Bending Process“, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Jg. 118 (3), S. 549–556. DOI: 10.1115/1.2801179.
- Ma et al. 2021
Ma, J.; Li, H.; Chen, G. Y.; Welo, T. & Li, G. J. (2021), „Machine Learning (ML)-Based Prediction and Compensation of Springback for Tube Bending“ in *Forming the Future*, Hrsg. G. Daehn, J. Cao, B. Kinsey, E. Tekkaya, A. Vivek & Y. Yoshida, Springer Nature Switzerland, Cham, CHE, S. 167–178. ISBN: 978-3-030-75381-8.
- Mancinelli et al. 2017
Mancinelli, P.; Stagnitta, S. & Cavallini, A. (2017), „Qualification of Hairpin Motors Insulation for Automotive Applications“, *IEEE Transactions on Industry Applications*, Jg. 53 (3), S. 3110–3118. DOI: 10.1109/TIA.2016.2619670.
- Marjiuan et al. 2023
Marjiuan, M.; Martinez, I. & Garramiola, F. (2023), „A comparison between continuous and hairpin windings for electric traction drives“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 29.-30.11.2023, Regensburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372165.
- Matzka 2021
Matzka, S. (2021), *Künstliche Intelligenz in den Ingenieurwissenschaften. Maschinelles Lernen verstehen und bewerten*, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-34641-6.
- Mayer et al. 2019
Mayer, D.; Hausmann, L.; Maul, N.; Reinschmidt, L.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2019), „Systematic Investigation of the Grooving Process and its Influence on Slot Insulation of Stators with Hairpin Technology“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 03.-04.12.2019, Esslingen*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9011935.
- Mayr et al. 2021a
Mayr, A.; Röhl, P.; Winkle, D.; Enzmann, M.; Bickel, B. & Franke, J. (2021), „Data-driven quality monitoring of bending processes in hairpin stator production using machine learning techniques“, *Procedia CIRP*, Jg. 103, S. 256–261. DOI: 10.1016/j.procir.2021.10.041.
- Mayr et al. 2021b
Mayr, A.; Kißkalt, D.; Lomakin, A.; Graichen, K. & Franke, J. (2021), „Towards an intelligent linear winding process through sensor integration and machine learning techniques“, *Procedia CIRP*, Jg. 96, S. 80–85. DOI: 10.1016/j.procir.2021.01.056.
- Mayr et al. 2022
Mayr, A.; Baader, M.; Raffin, T.; Riedel, A. & Franke, J. (2022), „Towards an intelligent straightening system for flat enameled copper wire: problem statement, review of related work, and basic concept“, *Procedia CIRP*, Jg. 115, S. 220–225. DOI: 10.1016/j.procir.2022.10.077.
- Mayr et al. 2018
Mayr, A.; Lutz, B.; Weigelt, M.; Glässel, T.; Kißkalt, D.; Masuch, M.; Riedel, A. &

Franke, J. (2018), „Evaluation of Machine Learning for Quality Monitoring of Laser Welding Using the Example of the Contacting of Hairpin Windings“. *2018 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 04.-05.12.2018, Schweinfurt, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC.2018.8658346.

Mayr et al. 2020

Mayr, A.; Hauck, L.; Meiners, M. & Franke, J. (2020), „Prediction of the Joint Cross-Section of Laser-Welded Hairpin Windings Based on 2D Image Data Using Convolutional Neural Networks“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 08.-09.12.2020, Ludwigsburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388193.

Meiners et al. 2020

Meiners, M.; Mayr, A.; Thomsen, M. & Franke, J. (2020), „Application of Machine Learning for Product Batch Oriented Control of Production Processes“, *Procedia CIRP*, Jg. 93, S. 431–436. DOI: 10.1016/j.procir.2020.04.006.

Mockenhaupt 2021

Mockenhaupt, A. (2021), *Digitalisierung und Künstliche Intelligenz in der Produktion. Grundlagen und Anwendung*, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-32773-6.

Morisco et al. 2022

Morisco, D. P.; Silberberger, M.; Rapp, H. & Möckel, A. (2022), „Eddy Currents in the End-Windings of High Power Density Traction Machines“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 05.-08.09.2022, Valencia, ESP, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1130–1136. DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910892.

Moros et al. 2020

Moros, S.; Tenner, S.; Kempkes, J. & Schäfer, U. (2020), „The influence of saturation on eddy currents in form-wound windings of electrical machines“. *2020 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 23.-26.08.2020, Göteborg, SWE, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1601–1607. DOI: 10.1109/ICEM49940.2020.9270894.

Moyne 2015

Moyne, J. (2015), „Run-to-Run Control in Semiconductor Manufacturing“ in *Encyclopedia of Systems and Control*, Hrsg. J. Baillieul & T. Samad, Springer-Verlag London, London, GBR, S. 1248–1254. ISBN: 978-1-4471-5058-9.

Naderiallaf et al. 2023

Naderiallaf, H.; Degano, M. & Gerada, C. (2023), „Assessment of Edgewise Insulated Wire Bend Radius Impact on Dielectric Properties of Turn-to-Turn Insulation through Thermal Ageing“, *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, Jg. 31 (1), S. 419–428. DOI: 10.1109/TDEI.2023.3309780.

Narendra & Parthasarathy 1990

Narendra, K. S. & Parthasarathy, K. (1990), „Identification and control of dynamical systems using neural networks“, *IEEE transactions on neural networks*, Jg. 1 (1), S. 4–27. DOI: 10.1109/72.80202.

Nasdala 2015

Nasdala, L. (2015), *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik. Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*, 3. Aufl., Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-06630-7.

Neuhausen et al. 2022

Neuhausen, J.; Foltz, C.; Rose, P.; Thalmair, A.; Kasseroler, T. & Kehrbein, L. (2022), *The Dawn of Electrified Trucking. Truck Study 2022: Routes to decarbonizing commercial vehicles*. <https://www.strategyand.pwc.com/de/en/industries/transport/the-dawn-of-electrified-trucking.html> [Zugriff am 15.06.2024].

Notari et al. 2023

Notari, R.; Devito, G.; Bernardi, F.; Pastura, M.; Barater, D. & Nuzzo, S. (2023), „Optimal Sizing of Hairpin Conductors in highway operation with PWM power supply“. *2023 IEEE Workshop on Electrical Machines Design, Control and Diagnosis (WEMDCD)*, 13.-14.04.2023, Newcastle, GBR, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/WEMDCD55819.2023.10110896.

Oechsner et al. 2020

Oechsner, M.; Berger, C. & Kloos, K.-H. (2020), „Eigenschaften und Verwendung der Werkstoffe“ in *Dubbel. Taschenbuch für den Maschinenbau 1: Grundlagen und Tabellen*, Hrsg. B. Bender & D. Göhlich, Springer Vieweg, Berlin, S. 539–626. ISBN: 978-3-662-59711-8.

Oehler 1967

Oehler, G. (1967), *Hochkantbiegen von Blechen*, Westdeutscher Verlag, Köln, Opladen. ISBN: 978-3-663-07258-4.

Omlor et al. 2023a

Omlor, M.; Seitz, N.; Butzmann, T.; Petrich, T.; Gräf, R.; Hesse, A.-C. & Dilger, K. (2023), „Quality characteristics and analysis of input parameters on laser beam welding of hairpin windings in electric drives“, *Welding in the World*, Jg. 67, S. 1491–1508. DOI: 10.1007/s40194-023-01500-y.

Omlor et al. 2023b

Omlor, M.; Reinheimer, E. N.; Butzmann, T. & Dilger, K. (2023), „Investigations on the formation of pores during laser beam welding of hairpin windings using a high-speed x-ray imaging system“, *Journal of Laser Applications*, Jg. 35 (3), S. 1–9. DOI: 10.2351/7.0000983.

Omlor et al. 2022

Omlor, M.; Reith, J.; Breitbarth, A.; Hake, C. B. & Dilger, K. (2022), „Inline Process Monitoring of Hairpin Welding Using Optical and Acoustic Quality Metrics“. *2022 12th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2022, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC56367.2022.10019745.

Pastura et al. 2024

Pastura, M.; Notari, R.; Nuzzo, S.; Barater, D. & Franceschini, G. (2024), „AC Losses Analysis and Design Guidelines for Hairpin Windings with Segmented

Conductors“, *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, Jg. 10 (1), S. 33–41. DOI: 10.1109/TTE.2023.3254667.

Pastura et al. 2021

Pastura, M.; Barater, D.; Nuzzo, S. & Franceschini, G. (2021), „Investigation of Resistivity Impact on AC Losses in Hairpin Conductors“. *2021 47th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON)*, 13.-16.10.2021, Toronto, CAN, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/IECON48115.2021.9589047.

Pastura et al. 2022

Pastura, M.; Notari, R.; Nuzzo, S.; Barater, D. & Franceschini, G. (2022), „On the AC Losses in the End Conductors of Hairpin Windings“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 05.-08.09.2022, Valencia, ESP, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1150–1155. DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910862.

Petrell et al. 2019

Petrell, D.; Teller, M.; Hirt, G.; Börzel, S. & Schäfer, W. (2019), „Manufacturing of Conically Shaped Concentrated Windings for Wheel Hub Engines by a Multi-Stage Upsetting Process“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 03.-04.12.2019, Esslingen, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9011944.

Petrelli et al. 2022

Petrelli, G.; Cui, M.; Zou, T.; Sala, G.; La Rocca, A.; Barater, D.; Franceschini, G.; Gerada, D.; Degano, M. & Gerada, C. (2022), „Comparison of Aluminium and Copper Conductors in Hairpin Winding Design for High Power Density Traction Motors“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 05.-08.09.2022, Valencia, ESP, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1635–1641. DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910796.

Petri et al. 2022

Petri, T.; Keller, M. & Parspour, N. (2022), „The Insulation Resilience of Inverter-Fed Low Voltage Traction Machines: Review, Challenges, and Opportunities“, *IEEE Access*, Jg. 10, S. 104023–104049. DOI: 10.1109/ACCESS.2022.3210348.

Polyblank et al. 2014

Polyblank, J. A.; Allwood, J. M. & Duncan, S. R. (2014), „Closed-loop control of product properties in metal forming: A review and prospectus“, *Journal of Materials Processing Technology*, Jg. 214 (11), S. 2333–2348. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2014.04.014.

Preci et al. 2022

Preci, E.; Nuzzo, S.; Valente, G.; Gerada, D.; Barater, D.; Degano, M.; Buticchi, G. & Gerada, C. (2022), „Segmented Hairpin Topology for Reduced Losses at High Frequency Operations“, *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, Jg. 8 (1), S. 688–698. DOI: 10.1109/TTE.2021.3103821.

Preci et al. 2020

Preci, E.; Valente, G.; Bardalai, A.; Transi, T.; Zou, T.; Gerada, D.; Degano, M.; Buticchi, G. & Gerada, C. (2020), „Rectangular and Random Conductors: AC

- Losses Evaluations and Manufacturing Considerations“. *46th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON 2020)*, 18.-21.10.2020, Singapur, SGP, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1076–1081.
DOI: 10.1109/IECON43393.2020.9254278.
- Preci et al. 2021
Preci, E.; Gerada, D.; Degano, M.; Buticchi, G.; Gerada, C.; Nuzzo, S. & Barater, D. (2021), „Hairpin Windings: Sensitivity Analysis and Guidelines to Reduce AC Losses“. *2021 IEEE Workshop on Electrical Machines Design, Control and Diagnosis (WEMDCD)*, 08.-09.04.2021, Modena, ITA, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 82–87.
DOI: 10.1109/WEMDCD51469.2021.9425643.
- Pushev et al. 2016
Pushev, G.; Velev, S. & Dulgerov, N. (2016), „Advanced Conductor Shape Technology“, *MACHINES. TECHNOLOGIES. MATERIALS.*, Jg. 10 (12), S. 3–7.
- Rau 2003
Rau, M. (2003), *Nichtlineare modellbasierte prädiktive Regelung auf Basis lernfähiger Zustandsraummodelle*. Dissertation, Technische Universität München, München. <https://d-nb.info/969373708/34> [Zugriff am 15.06.2024].
- Reinap et al. 2018
Reinap, A.; Gabassi, M.; Alaküla, M. & Andersson, M. (2018), „Assessment of cooling integration with direct cooled windings“. *2018 IEEE International Conference on Electrical Systems for Aircraft, Railway, Ship Propulsion and Road Vehicles & International Transportation Electrification Conference (ESARS-ITEC)*, 07.-09.11.2018, Nottingham, GBR, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/ESARS-ITEC.2018.8607655.
- Reinap et al. 2019
Reinap, A.; Andersson, M.; Márquez-Fernández, F. J.; Abrahamsson, P. & Alaküla, M. (2019), „Performance Estimation of a Traction Machine with Direct Cooled Hairpin Winding“. *2019 IEEE Transportation Electrification Conference and Expo (ITEC)*, 19.-21.06.2019, Detroit, MI, USA, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6.
DOI: 10.1109/ITEC.2019.8790545.
- Reissner et al. 1990
Reissner, J.; Müller-Duysing, M.; Dannemann, E. & Ladwig, J. (1990), „Biegen“ in *Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Band 3: Blechbearbeitung*, Hrsg. K. Lange, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, S. 243–310. ISBN: 3-540-50039-1.
- Riedel et al. 2018
Riedel, A.; Masuch, M.; Weigelt, M.; Glässel, T.; Kühl, A.; Reinstein, S. & Franke, J. (2018), „Challenges of the Hairpin Technology for Production Techniques“. *2018 21th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, 07.-10.10.2018, Jeju, KOR, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 2471–2476.
DOI: 10.23919/ICEMS.2018.8549105.
- Riedel et al. 2022
Riedel, A.; Kneidl, M.; Seefried, J.; Kühl, A. & Franke, J. (2022), „Comparison of

Various Manufacturing Processes for Hairpin-Stators with Different Conductor Material“ in *Production at the Leading Edge of Technology*, Hrsg. B.-A. Behrens, A. Brosius, W.-G. Drossel, W. Hintze, S. Ihlenfeldt & P. Nyhuis, Springer Nature Switzerland, Cham, CHE, S. 395–402. ISBN: 978-3-030-78423-2.

Roll 2012

Roll, K. (2012), „Numerische Simulation in der Blechumformung“ in *Handbuch Umformen*, Hrsg. H. Hoffmann, G. Spur & R. Neugebauer, Carl Hanser Verlag, München, S. 92–97. ISBN: 978-3-446-43004-4.

Rösel et al. 2023

Rösel, U.; Kneidl, M.; Franke, J. & Drummer, D. (2023), „Improving the Integrated Fabrication of Insulation Systems in Electric Drives by Injection Molding of Thermosets Due to Processing Conditions and Slot Design“, *Polymers*, Jg. 15 (5), S. 1–20. DOI: 10.3390/polym15051165.

Rzepniewski 2005

Rzepniewski, A. K. (2005), *Cycle-to-cycle control of multiple input-multiple output manufacturing processes*. Dissertation, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA, USA. <https://dspace.mit.edu/handle/1721.1/32392> [Zugriff am 15.06.2024].

Rzepniewski & Hardt 2008

Rzepniewski, A. K. & Hardt, D. E. (2008), „Development of general multivariable run-by-run control methods with application to a sheet metal forming process“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Jg. 48 (5), S. 599–608. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.06.014.

Sachs et al. 1995

Sachs, E.; Hu, A. & Ingolfsson, A. (1995), „Run by run process control: combining SPC and feedback control“, *IEEE Transactions on Semiconductor Manufacturing*, Jg. 8 (1), S. 26–43. DOI: 10.1109/66.350755.

Santner et al. 2018

Santner, T. J.; Williams, B. J. & Notz, W. I. (2018), *The Design and Analysis of Computer Experiments*, 2. Aufl., Springer Science+Business Media, New York, NY, USA. ISBN: 978-1-4939-8847-1.

Schallschmidt & Leidhold 2019

Schallschmidt, T. & Leidhold, R. (2019), „Elektrische Maschinen“ in *Elektrifizierung des Antriebsstrangs. Grundlagen – vom Mikro-Hybrid zum vollelektrischen Antrieb*, Hrsg. H. Tschöke, P. Gutzmer & T. Pfund, Springer Vieweg, Berlin, S. 41–52. ISBN: 978-3-662-60356-7.

Schenke et al. 2013

Schenke, C.-C.; Penter, L.; Hardtmann, A. & Großmann, K. (2013), „Systemsimulation in der Umformtechnik. Berücksichtigung des dynamischen Maschinenverhaltens bei der Blechumformung“, *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, Jg. 108 (10), S. 741–748. DOI: 10.1515/zwf-2013-0741.

Seefried et al. 2021

Seefried, J.; Mahr, A.; Weigelt, M.; Kühl, A. & Franke, J. (2021), „Challenges of

- Contacting Processes for Thin Copper Flat Wires in the Context of Electromechanical Engineering“. *2021 11th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 07.-09.12.2021, Erlangen, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC53547.2021.9684202.
- Sell-Le Blanc 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*, Jg. 65 (1), S. 65–68. DOI: 10.1016/j.cirp.2016.04.037.
- Sell-Le Blanc 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“. *2013 3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.10.2013, Nürnberg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–5. DOI: 10.1109/EDPC.2013.6689731.
- Sell-Le Blanc et al. 2014
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“. *2014 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 30.09.-01.10.2014, Nürnberg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC.2014.6984402.
- Sell-Le Blanc 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“. *2015 5th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 15.-16.09.2015, Nürnberg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC.2015.7323202.
- Sell-Le Blanc et al. 2020
Sell-Le Blanc, F.; Weiße, L.; Klusmann, B.; Lüttge, W.; Dunker, A.; Lindhorst, N. & Halwas, M. (2020), „Development of an alternative Round Wire Process Chain: Automated Trickle Winding“. *2020 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 08.-09.12.2020, Ludwigsburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC51184.2020.9388202.
- Siebertz et al. 2017
Siebertz, K.; van Bebber, D. & Hochkirchen, T. (2017), *Statistische Versuchspaltung. Design of Experiments (DoE)*, 2. Aufl., Springer Vieweg, Berlin. ISBN: 978-3-662-55743-3.
- Simonetto et al. 2021
Simonetto, E.; Ghiotti, A. & Bruschi, S. (2021), „In-process measurement of spring-back in tube rotary draw bending“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Jg. 112 (9-10), S. 2485–2496. DOI: 10.1007/s00170-020-06453-w.

Singh et al. 2023

Singh, S.; Krüger, R. & Doppelbauer, M. (2023), „Comparison of Optimized Hairpin and Pull-in Winding High-Speed Electrically Excited Synchronous Machines for Traction Applications“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372163.

Sinnreich & Bösemann 1994

Sinnreich, K. & Bösemann, W. (1994), „Optical 3D tube measurement system for quality control in industry“. *Optics for Productivity in Manufacturing. Automated 3D and 2D Vision*, 19.-24.06.1994, Frankfurt am Main, SPIE, Bellingham, WA, USA, S. 192–199. DOI: 10.1117/12.196117.

Soltani 2023

Soltani, M. (2023), *High power density electrical machines with hairpin windings*. Dissertation, Università di Bologna, Bologna, ITA. http://amsdotto-rato.unibo.it/10777/1/MSoltani_Thesis_final1.pdf [Zugriff am 15.06.2024].

Soltani et al. 2022

Soltani, M.; Nuzzo, S.; Barater, D. & Franceschini, G. (2022), „Investigation of the Temperature Effects on Copper Losses in Hairpin Windings“, *Machines*, Jg. 10 (8), S. 1–13. DOI: 10.3390/machines10080715.

Soltani et al. 2023

Soltani, M.; Nuzzo, S.; Barater, D. & Di Nardo, M. (2023), „Performance Analysis of a Permanent Magnet Motor with Continuous Hairpin Winding“. *2023 IEEE Workshop on Electrical Machines Design, Control and Diagnosis (WEMDCD)*, 13.-14.04.2023, Newcastle, GBR, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–6. DOI: 10.1109/WEMDCD55819.2023.10110948.

Spittel & Spittel 2016a

Spittel, M. & Spittel, T. (2016), „Flow stress, mechanical and physical properties of oxygen-free electronic copper (Cu-OFE)“ in *Landolt-Börnstein - Group VIII Advanced Materials and Technologies 2C3. Part 3: Non-ferrous Alloys - Heavy Metals*, Hrsg. H. Warlimont, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, S. 122–126. ISBN: 978-3-642-14173-7.

Spittel & Spittel 2016b

Spittel, M. & Spittel, T. (2016), „Flow stress, mechanical and physical properties of electrolytic-tough-pitch copper (Cu-ETP)“ in *Landolt-Börnstein - Group VIII Advanced Materials and Technologies 2C3. Part 3: Non-ferrous Alloys - Heavy Metals*, Hrsg. H. Warlimont, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, S. 127–131. ISBN: 978-3-642-14173-7.

Stanek et al. 2021

Stanek, R.; Kirchen, J.; Klein, A.; Rupp, M.; Flemming, J.; Steiner, L. & Knecht, T. (2021), *Wertschöpfungspotenziale von E-Motoren für den Automobilbereich in Baden-Württemberg. Themenpapier Cluster Elektromobilität Süd-West*. <https://www.emobilbw.de/fileadmin/media/e->

mobilbw/Publicationen/Studien/Cluster_ESW_Themenpapier-Wertschoepfungspotenziale-von-E-Motoren-fuer-den-Automobilbereich-in-Baden-Wuerttemberg.pdf [Zugriff am 15.06.2024].

Staupendahl et al. 2016

Staupendahl, D.; Chatti, S. & Tekkaya, A. E. (2016), „Closed-loop control concept for kinematic 3D-profile bending“. *19th International ESAFORM Conference on Material Forming (ESAFORM 2016)*, 27.-29.04.2016, Nantes, FRA, AIP Publishing, Melville, NY, USA, S. 1–5. DOI: 10.1063/1.4963542.

Stoll 2023

Stoll, T. (2023), *A Simulative Approach to Predict Energy Consumption of Future Powertrain Configurations for the Year 2040*. Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-42168-7.

Stone et al. 2014

Stone, G. C.; Culbert, I.; Boulter, E. A. & Dhirani, H. (2014), *Electrical Insulation for Rotating Machines. Design, Evaluation, Aging, Testing, and Repair*, 2. Aufl., John Wiley & Sons, Hoboken, NJ, USA. ISBN: 978-1-118-05706-3.

Sturm 2000

Sturm, M. (2000), *Neuronale Netze zur Modellbildung in der Regelungstechnik*. Dissertation, Technische Universität München, München. <https://dnb.info/959863648/34> [Zugriff am 15.06.2024].

Sun & Stelson 1997

Sun, W.-C. & Stelson, K. A. (1997), „System Identification and Adaptive Control of the Multi-Axis Bending and Twisting Process“, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Jg. 119 (4), S. 782–790. DOI: 10.1115/1.2802391.

Tóth et al. 2021

Tóth, T.; Hensel, J.; Thiemer, S.; Sieber, P. & Dilger, K. (2021), „Electron beam welding of rectangular copper wires applied in electrical drives“, *Welding in the World*, Jg. 65 (11), S. 2077–2091. DOI: 10.1007/s40194-021-01158-4.

Trierweiler 2015

Trierweiler, J. O. (2015), „Real-Time Optimization of Industrial Processes“ in *Encyclopedia of Systems and Control*, Hrsg. J. Baillieul & T. Samad, Springer-Verlag London, London, GBR, S. 1132–1141. ISBN: 978-1-4471-5058-9.

Trostmann et al. 1982

Trostmann, E.; Hansen, N. E. & Cook, G. (1982), „General Scheme for Automatic Control of Continuous Bending of Beams“, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Jg. 104 (2), S. 173–179. DOI: 10.1115/1.3139693.

Trzesniowski 2023

Trzesniowski, M. (2023), *Powertrain*, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-39885-9.

Tzscheutschler et al. 1990

Tzscheutschler, R.; Olbrisch, H. & Jordan, W. (1990), *Technologie des Elektromaschinenbaus*, 1. Aufl., VEB Verlag Technik, Berlin. ISBN: 3-341-00851-9.

Unbehauen 2008

Unbehauen, H. (2008), *Regelungstechnik I. Klassische Verfahren zur Analyse und Synthese linearer kontinuierlicher Regelsysteme, Fuzzy-Regelsysteme*, 15. Aufl., Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden. ISBN: 978-3-8348-9491-5.

Unbehauen & Ley 2014

Unbehauen, H. & Ley, F. (2014), *Das Ingenieurwissen: Regelungs- und Steuerungstechnik*, Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-662-44026-1.

Vater et al. 2019

Vater, J.; Schamberger, P.; Knoll, A. & Winkle, D. (2019), „Fault Classification and Correction based on Convolutional Neural Networks exemplified by laser welding of hairpin windings“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 03.-04.12.2019, Esslingen*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9012044.

Vater et al. 2020

Vater, J.; Kirschning, M. & Knoll, A. (2020), „Closing the loop: Real-time Error Detection and Correction in automotive production using Edge-/Cloud-Architecture and a CNN“. *2020 International Conference on Omni-Layer Intelligent Systems (COINS), 31.08.-02.09.2020, Barcelona, ESP*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/COINS49042.2020.9191386.

Venturini et al. 2022

Venturini, G.; Carbonieri, M.; Di Leonardo, L. & Popescu, M. (2022), „Hairpin Windings for Traction Machines: Analysis and Comparison“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM), 05.-08.09.2022, Valencia, ESP*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1655–1661. DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910905.

VDI 3430

Verein Deutscher Ingenieure e.V. (2014), *Rotationszugbiegen von Profilen*, VDI 3430:2014-06, Berlin, Beuth Verlag.

VDI 4499 Blatt 1

Verein Deutscher Ingenieure e.V. (2008), *Digitale Fabrik: Grundlagen*, VDI 4499 Blatt 1:2008-02, Berlin, Beuth Verlag.

Vonken 1996

Vonken, R. (1996), *Simulation of deflection coil winding. Theory and verification of SWING*. Dissertation, Eindhoven, NLD, Technische Universiteit Eindhoven, ISBN: 90-386-0497-1.

Wafios AG 2022a

Wafios AG (2022), *iQbendcontrol für Biegemaschinen. In-Prozess-Messung und Regelung des Biegewinkels*. https://www.wafios.com/fileadmin/user_upload/WAFIOS/Downloads/Downloads_Prospekte/Deutsch/IQ/Biegemaschinen/L_BM-BMU_iQbendcontrol_V1-3_DE.pdf [Zugriff am 15.06.2024].

Wafios AG 2022b

Wafios AG (2022), *iQsmartbend für Biegemaschinen. Qualitäts- und Leistungssteigerung durch die automatische Optimierung von Biegeteilen*.

https://www.wafios.com/fileadmin/user_upload/WAFIOS/Downloads/Downloads_Prospekte/Deutsch/IQ/Biegemaschinen/L_BM-BMU-BMS-BT32_iQsmartbend_V1-3_DE.pdf [Zugriff am 15.06.2024].

Wafios AG 2022c

Wafios AG (2022), *iQfreeform für Biegemaschinen. Rüstzeitoptimierung durch vereinfachte Programmierung von Freiformgeometrien*. https://www.wafios.com/fileadmin/user_upload/WAFIOS/Downloads/Downloads_Prospekte/Deutsch/IQ/Rohrbiegemaschinen/L_RBV_iQfreeform_V1-3_DE.pdf [Zugriff am 15.06.2024].

Wafios AG 2022d

Wafios AG (2022), *iQconvert für Biegemaschinen. Automatische Umwandlung von CAD-Daten in WPS-Geometrieprogramme*. https://www.wafios.com/fileadmin/user_upload/WAFIOS/Downloads/Downloads_Prospekte/Deutsch/IQ/Biegemaschinen/L_BM-BMU-BMS-BT_iQconvert_V1-3_DE.pdf [Zugriff am 15.06.2024].

Wafios AG 2022e

Wafios AG (2022), *iQinspect für Biegemaschinen. Automatische Korrektur von Bauteilen mithilfe eines externen Messgeräts*. https://www.wafios.com/fileadmin/user_upload/WAFIOS/Downloads/Downloads_Prospekte/Deutsch/IQ/Biegemaschinen/L_BM-BMU-BMS-BT_iQinspect_V1-3_DE.pdf [Zugriff am 15.06.2024].

Wagner 2017

Wagner, M. (2017), *Lineare und nichtlineare FEM. Eine Einführung mit Anwendungen in der Umformsimulation mit LS-DYNA®*, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-17866-6.

Wang & Mahajan 1996

Wang, X. A. & Mahajan, R. L. (1996), „Artificial neural network model-based run-to-run process controller“, *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology: Part C*, Jg. 19 (1), S. 19–26. DOI: 10.1109/3476.484201.

Weckenmann & Werner 2021

Weckenmann, A. & Werner, T. (2021), „Messen und Prüfen“ in *Masing Handbuch Qualitätsmanagement*, Hrsg. T. Pfeifer & R. Schmitt, Carl Hanser Verlag, München, S. 679–724. ISBN: 978-3-446-46621-0.

Weigelt et al. 2018

Weigelt, M.; Fröschl, C.; Masuch, M.; Riedel, A. & Franke, J. (2018), *Simulative Betrachtung der Umformverfahren zur Herstellung von Hairpin Formspulenelementen*, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik. <https://umformtechnik.net/content/location/72741> [Zugriff am 15.06.2024].

Weigelt et al. 2017

Weigelt, M.; Riedel, A.; Masuch, M.; Mahr, A.; Gläsel, T. & Franke, J. (2017), „Potentials of an explicit finite element analysis of the bending processes for coated copper wires“. *2017 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 05.-06.12.2017, Würzburg*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–5. DOI: 10.1109/EDPC.2017.8328151.

Weigelt et al. 2019

Weigelt, M.; Kink, J.; Mayr, A.; von Lindenfels, J.; Kühl, A. & Franke, J. (2019), „Digital Twin of the Linear Winding Process Based on Explicit Finite Element Method“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), 03.-04.12.2019, Esslingen*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9011857.

Weilhammer 2017

Weilhammer, G. (2017), „Possibilities and Limits of Color Etching According to Klemm“, *Practical Metallography*, Jg. 54 (5), S. 320–329. DOI: 10.3139/147.110447.

Wenger 2004

Wenger, U. (2004), *Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze*. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, Meisenbach Verlag, Bamberg. ISBN: 3-87525-203-9.

Wex et al. 2022

Wex, B.; Pötzelberger, B.; Gruber, W. & Silber, S. (2022), „Performance Comparison between Hairpin and Round Wire Winding for a 17,000 rpm PMSM“. *2022 International Conference on Electrical Machines (ICEM), 05.-08.09.2022, Valencia, ESP*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1662–1668. DOI: 10.1109/ICEM51905.2022.9910645.

Will et al. 2023

Will, T.; Müller, J.; Müller, R.; Hölbling, C.; Goth, C. & Schmidt, M. (2023), „Prediction of electrical resistance of laser-welded copper pin-pairs with surface topographical information from inline post-process observation by optical coherence tomography“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Jg. 125 (1), S. 1955–1963. DOI: 10.1007/s00170-022-10796-x.

Wirth et al. 2019

Wirth, F.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2019), *Einfluss geometrischer Materialtoleranzen auf die werkzeuggebundene Formgebung und Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen*, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik. <https://umformtechnik.net/content/location/72725> [Zugriff am 15.06.2024].

Wirth et al. 2020

Wirth, F.; Nguyen, C.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2020), „Characterization of Rectangular Copper Wire Forming Properties and Derivation of Control Concepts for the Kinematic Bending of Hairpin Coils“, *Procedia Manufacturing*, Jg. 47, S. 678–685. DOI: 10.1016/j.promfg.2020.04.209.

Wirth et al. 2024

Wirth, F.; Hausmann, L. & Fleischer, J. (2024), „Model-based closed-loop process control for the manufacturing of hairpin coils“, *Production Engineering*, Jg. 18 (5), S. 875–888. DOI: 10.1007/s11740-024-01271-5.

Wirth et al. 2018

Wirth, F.; Kirgör, T.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2018), „FE-Based Simulation of

Hairpin Shaping Processes for Traction Drives“. *2018 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 04.-05.12.2018, Schweinfurt, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–5. DOI: 10.1109/EDPC.2018.8658278.

Wirth et al. 2021

Wirth, F.; Hausmann, L.; Eppler, A. & Fleischer, J. (2021), „Metamodeling of Numerical Simulations for Optimization of Hairpin Bending Processes“. *2021 11th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 07.-09.12.2021, Erlangen, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC53547.2021.9684203.

Wirth et al. 2023a

Wirth, F.; Gerner, J.; Hausmann, L. & Fleischer, J. (2023), „Closed-Loop Process Control for Sequential Tool-Bound Bending of Hairpin Coils“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372174.

Wirth et al. 2023b

Wirth, F.; Fraider, F.; Gerner, J.; Hausmann, L. & Fleischer, J. (2023), „Defect types and mechanisms of hairpin coils in manufacturing of electric traction motors“. *Elektromechanische Antriebssysteme 2023. 9. Fachtagung (VDE OVE)*, 08.-09.11.2023, Wien, AUT, Hrsg. A. Binder, M. Doppelbauer & H. Neudorfer, VDE Verlag, Berlin, S. 312–318. ISBN: 978-3-8007-6153-1.

Wirth et al. 2023c

Wirth, F.; Gerner, J.; Hausmann, L.; Vitzthum, S.; Koprivc, A. & Fleischer, J. (2023), „Methodology for the Mechanical Characterization of Rectangular Winding Wire in the Context of Electric Mobility“. *2023 13th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 29.-30.11.2023, Regensburg, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–9. DOI: 10.1109/EDPC60603.2023.10372157.

Wirth & Fleischer 2019

Wirth, F. & Fleischer, J. (2019), „Influence of Wire Tolerances on Hairpin Shaping Processes“. *2019 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 03.-04.12.2019, Esslingen, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–8. DOI: 10.1109/EDPC48408.2019.9011999.

Wolf 1997

Wolf, K.-U. (1997), *Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung zur Leistungs- und Qualitätssteigerung beim Spulenwickeln*. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, Meisenbach Verlag, Bamberg. ISBN: 3-87525-092-3.

Wolter 1952

Wolter, K. H. (1952), *Freies Biegen von Blechen*, Deutscher Ingenieur-Verlag, Düsseldorf.

Xue et al. 2021

Xue, S.; Michon, M.; Popescu, M. & Volpe, G. (2021), „Optimisation of Hairpin Winding in Electric Traction Motor Applications“. *2021 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, 17.-20.05.2021, Hartford, CT, USA, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–7. DOI: 10.1109/IEMDC47953.2021.9449605.

Yang et al. 2024

Yang, P.; Liang, Y.; Liu, J. & Zhang, K. (2024), „AC losses calculation of parallel multi-strand flat wire winding for automotive drive motor“, *IET Electric Power Applications*, Jg. 18 (1), S. 116–127. DOI: 10.1049/elp2.12371.

Yang et al. 1990

Yang, M.; Shima, S. & Watanabe, T. (1990), „Model-based Control for Three-Roll Bending Process of Channel Bar“, *Journal of Engineering for Industry*, Jg. 112 (4), S. 346–351. DOI: 10.1115/1.2899598.

Yu et al. 2023

Yu, T.; Gai, Y. & Guo, J. (2023), „AC Copper Loss Analysis of Hairpin Windings for Permanent Magnet Synchronous Motors Considering Eddy Current Effects“. *2023 IEEE 6th Student Conference on Electric Machines and Systems (SCEMS), 07.-09.12.2023, Huzhou, CHN*, IEEE, Piscataway, NJ, USA, S. 1–5. DOI: 10.1109/SCEMS60579.2023.10379224.

Zerbe 2019

Zerbe, J. (2019), *Innovative Wickeltechnologien für Statorspulen zur Erhöhung des Füllfaktors und Reduzierung der Beanspruchungen im Wickelprozess*. Dissertation, Technische Universität Berlin, Berlin, Universitätsverlag der TU Berlin, Berlin. ISBN: 978-3-7983-3046-7.

Zhao et al. 2019

Zhao, Y.; Li, D.; Pei, T. & Qu, R. (2019), „Overview of the Rectangular Wire Windings AC Electrical Machine“, *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*, Jg. 3 (2), S. 160–169. DOI: 10.30941/CESTEMS.2019.00022.

Zhao et al. 2023

Zhao, H.; Xia, R.; Chen, Y.; Zou, H. & Zhang, T. (2023), „A precise measurement method for tube endpoints based on spatial geometry and perspective projection model“, *Measurement Science and Technology*, Jg. 34 (3), S. 1–15. DOI: 10.1088/1361-6501/aca694.

Zou et al. 2022

Zou, T.; Gerada, D.; La Rocca, A.; Moslemin, M.; Cairns, A.; Cui, M.; Bardalai, A.; Zhang, F. & Gerada, C. (2022), „A Comprehensive Design Guideline of Hairpin Windings for High Power Density Electric Vehicle Traction Motors“, *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, Jg. 8 (3), S. 3578–3593. DOI: 10.1109/TTE.2022.3149786.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Mechanischer Grundaufbau eines elektrischen Traktionsmotors mit Mantel- und Rotorinnenkühlung in Anlehnung an (Fleischer et al. 2020, S. 5 f.)	7
Abbildung 2-2: Bauweisen elektrischer Traktionsmotoren mit Relevanz für aktuelle Serienanwendungen in Anlehnung an (Hameyer et al. 2024, S. 167)	10
Abbildung 2-3: Prozesskette und Technologiealternativen zur Herstellung von isoliertem Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2019) und (Fleischer et al. 2020)	14
Abbildung 2-4: Prozesskette zur Fertigung von Statorwicklungen	15
Abbildung 2-5: Lagenaufbau von Rund- und Flachdraht-Wicklungen im Vergleich	16
Abbildung 2-6: Prozesskette zur Fertigung von Statoren mit Hairpin-Technologie	20
Abbildung 2-7: Fertigungsprozesse zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen	22
Abbildung 2-8: Handhabungs- und Fertigungsprozesse zum Einbringen von Hairpin-Steckspulen in das isolierte Statorblechpaket	23
Abbildung 2-9: Fertigungsprozesse zum Twisten von Hairpin-Wicklungen	25
Abbildung 2-10: Fertigungsprozesse zum Kontaktieren von Hairpin-Wicklungen	27
Abbildung 2-11: Formänderungszustand und Belastungspfade beim plastischen Hochkantbiegen von rechteckigen Werkstücken	31
Abbildung 2-12: Belastungszustand eines rechteckigen Werkstücks nach dem plastischen Hochkantbiegen in Abhängigkeit der Randfaserdehnung	33
Abbildung 2-13: Wirkungsplan eines elementaren Regelungssystems in Anlehnung an (DIN IEC 60050-351, S. 43)	37
Abbildung 2-14: Wirkungspläne eines direkten Regelungssystems (oben) und eines indirekten Regelungssystems (unten)	40
Abbildung 2-15: Wirkungspläne eines Online-Regelungssystems (links) und eines Offline-Regelungssystems (rechts)	41
Abbildung 2-16: Wirkungsplan einer modellbasierten Regelung – Internal Model Control – in Anlehnung an (Hagan & Demuth 1999, S. 1651)	43
Abbildung 3-1: Konstruktionselemente von Hairpin-Steckspulen	46

Abbildung 3-2: Geometrische Fehlerbilder von Hairpin-Steckspulen in der Projektionsdarstellung nach (Wirth et al. 2023b)	47
Abbildung 3-3: Schema zur geometrischen Beschreibung von Hairpin-Steckspulen	55
Abbildung 3-4: Hairpin-Steckspule mit Spulengeometrie in F-Form	57
Abbildung 3-5: Hairpin-Steckspulen mit Spulengeometrien in S-Form	57
Abbildung 3-6: Hairpin-Steckspule mit Spulengeometrie in P-Form	58
Abbildung 3-7: Hairpin-Steckspule mit Spulengeometrie in U-Form	59
Abbildung 3-8: Kinematische (links) und werkzeuggebundene (rechts) Biegeverfahren zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen nach (Wirth et al. 2023a)	61
Abbildung 3-9: Werkzeuggebundenes Biegen von Hairpin-Steckspulen	64
Abbildung 3-10: Sequenzielles werkzeuggebundenes Biegen von Hairpin-Steckspulen	65
Abbildung 3-11: Kinematisches Biegen von Hairpin-Steckspulen	66
Abbildung 3-12: Biegemaschinen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen mit stationärer (links) und beweglicher Kinematik (rechts) nach (A_Gerner 2023, S. 37)	69
Abbildung 3-13: Biegemaschinen zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen mit Transfer- (links) und Parallelkinematik (rechts) nach (A_Gerner 2023, S. 37)	70
Abbildung 4-1: Einordnung des Lösungsansatzes in das Zielbild	86
Abbildung 4-2: Lösungsansätze zur Beantwortung der Forschungsfragen	87
Abbildung 4-3: Direkte Run-by-Run-Prozessregelung mit Off-Machine-Messglied	92
Abbildung 4-4: Direkte Run-by-Run-Prozessregelung mit In-Process-Messglied	92
Abbildung 4-5: Interne modellbasierte Prozessregelung mit direktem Messglied	93
Abbildung 5-1: Schliffproben der analysierten Kupferflachdrähte mit nominalen Querschnittsflächen von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$, $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$ und $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$	98
Abbildung 5-2: Versuchsablauf zur Rückfederungsprüfung an lackisoliertem Kupferflachdraht nach (DIN EN 60851-3, S. 12)	101

Abbildung 5-3: Versuchsaufbau zur mechanischen Werkstoffprüfung von Kupferflachdraht im einachsigen Zugversuch nach (Wirth et al. 2023c)	102
Abbildung 5-4: Wickelprüfung (links) und Haftprüfung (rechts) zur Analyse der Dehnbarkeit und Haftung der Isolationsbeschichtung von lackisoliertem Kupferflachdraht nach (DIN EN 60851-3, S. 13–18)	106
Abbildung 5-5: Schädigungs- und Bruchverhalten der Isolationsbeschichtung von lackisoliertem Kupferflachdraht im einachsigen Zugversuch bei 200 °C nach (Wirth et al. 2023c)	107
Abbildung 5-6: Ansätze zur Modellierung von lackisoliertem Kupferflachdraht im Kontext der numerischen Prozesssimulation nach (Wirth et al. 2023c)	108
Abbildung 5-7: Versuchsaufbau zur 3-Punkt-Biegeprüfung von Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023c)	109
Abbildung 5-8: Dynamisch-explizites Modell des 3-Punkt-Biegeversuches nach DIN EN ISO 7438 in der Softwareumgebung Abaqus CAE 2022	110
Abbildung 5-9: Vergleich der numerischen und experimentellen Versuchsergebnisse am Beispiel des Flachkantbiegens von Kupferflachdraht mit $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$	112
Abbildung 5-10: Vergleich der numerischen und experimentellen Versuchsergebnisse am Beispiel des Hochkantbiegens von Kupferflachdraht mit $2,36 \times 4,50 \text{ mm}^2$	112
Abbildung 5-11: Versuchsaufbau zur Druckbelastung von Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023b)	114
Abbildung 5-12: Druckprüfkörper mit einer Breite von 5,0 mm zur Druckbelastung von lackisoliertem Kupferflachdraht	115
Abbildung 5-13: Salzbadtest zur Analyse der Isolationsfestigkeit von Proben aus druckbelastetem Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023b)	115
Abbildung 5-14: Versagenswahrscheinlichkeit der mit einem Druckprüfkörper von 5,0 mm Breite belasteten Kupferflachdrähte im Salzbadtest bei 7,5 kV (DC)	117
Abbildung 5-15: Schlibfbilder der druckbelasteten Proben des Referenzdrahtes nach Prüfung der Isolationsfestigkeit im Salzbadtest	118
Abbildung 5-16: Versagensstellen der druckbelasteten Proben des Referenzdrahtes nach Prüfung der Isolationsfestigkeit im Salzbadtest	118

Abbildung 5-17: Versagenswahrscheinlichkeit der mit einem Druckprüfkörper von 2,5 mm Breite belasteten Kupferflachdrähte im Salzbadtest bei 7,5 kV (DC)	119
Abbildung 5-18: Geometrische Modellierung und Diskretisierung der Biegewerkzeuge und des Kupferflachdrahtes in Abaqus CAE 2022	122
Abbildung 5-19: Modellierung der Maschinenkinematik in Abaqus CAE 2022	123
Abbildung 5-20: Vorgehensweise zur Messdatenauswertung in der Softwareumgebung GOM Inspect Suite 2020	128
Abbildung 5-21: Vergleich des durch experimentelle Versuchsreihen und numerische Prozesssimulationen ermittelten Rückfederungswinkels nach (Wirth et al. 2024)	129
Abbildung 5-22: Einfluss der Drahtbreitentoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen für das Mindest- (links) und Höchstmaß (rechts)	132
Abbildung 5-23: Einfluss der Drahtdickentoleranz auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen für das Mindest- (links) und Höchstmaß (rechts)	133
Abbildung 5-24: Einfluss der Drahtkantenradien auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen für das Mindest- (links) und Höchstmaß (rechts)	134
Abbildung 5-25: Einfluss der Isolationsschichtdicke auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen für das Mindest- (links) und Höchstmaß (rechts)	135
Abbildung 5-26: Einfluss des E-Moduls (oben) der Fließkurve (unten) als chargenabhängige Werkstoffeigenschaften von Kupferflachdraht auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen	136
Abbildung 5-27: Einfluss geometrie- (oben) und werkstoffspezifischer (unten) Schwankungen der Qualitätseigenschaften von Kupferflachdraht auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen	138
Abbildung 5-28: Einfluss der Reibung auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren	140
Abbildung 5-29: Einfluss der Drahtführungspassung auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren	142
Abbildung 5-30: Einfluss des Drahtführungsabstands auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren	143

Abbildung 5-31: Einfluss der Biegeachseposition auf die Fertigungsgenauigkeit von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren	144
Abbildung 5-32: Einfluss der Breite des Kupferflachleiters auf die elastische Rückfederung von lackisoliertem Flachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	148
Abbildung 5-33: Einfluss der Dicke des Kupferflachleiters auf die elastische Rückfederung von lackisoliertem Flachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	150
Abbildung 5-34: Einfluss des Aspektverhältnisses auf die elastische Rückfederung von lackisoliertem Flachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	151
Abbildung 5-35: Einfluss der Wechselwirkungen zwischen dem Biegeradius und der Breite bzw. Dicke von Kupferflachdraht auf den Mittelwert der Rückfederung	151
Abbildung 5-36: Einfluss der Drahtbreite auf die relative Veränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	153
Abbildung 5-37: Einfluss der Drahtdicke auf die relative Veränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	154
Abbildung 5-38: Einfluss des Aspektverhältnisses auf die relative Veränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	155
Abbildung 5-39: Einfluss des Biegeradius auf die relative Veränderung der Drahtdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeprozess	156
Abbildung 5-40: Einfluss der Drahtbreite auf die relative Veränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	157
Abbildung 5-41: Einfluss der Drahtdicke auf die relative Veränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	158
Abbildung 5-42: Einfluss des Aspektverhältnisses auf die relative Veränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht für Biegewinkel von 30° und 60°	159
Abbildung 5-43: Vorgehensweise zur schrittweisen Optimierung der Hyperparameter des Metamodells in Anlehnung an (Wirth et al. 2021)	164
Abbildung 5-44: Vergleich der durch das Metamodell prognostizierten Rückfederungswinkel mit den Berechnungsergebnisse des numerischen Prozessmodells nach (Wirth et al. 2024)	166

Abbildung 6-1: Interne modellbasierte Run-by-Run-Prozessregelung mit direktem Off-Machine-Messglied (oben) und direktem In-Process-Messglied (unten)	169
Abbildung 6-2: Regeleingriffe einer Run-by-Run-Prozessregelung mit direktem Off-Machine-Messglied (oben) und direktem In-Process-Messglied (unten)	170
Abbildung 6-3: Ableitung des Führungsgrößenvektors der modellbasierten Prozessregelung aus der Geometriebeschreibung einer Hairpin-Steckspule	173
Abbildung 6-4: Segmentierung der Profilmittellinie zur Identifikation der charakteristischen Geometrielemente von Hairpin-Steckspulen	177
Abbildung 6-5: Grafische Benutzeroberfläche (GUI) des In-Process-Messgliedes	184
Abbildung 6-6: Funktionseinheit zur Erforschung von flexiblen Umformprozessen im Kontext der Fertigung von Statoren mit Hairpin-Wicklung mit Maschinenmodul zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen	185
Abbildung 6-7: Maschinenmodul zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen (Foto: Amadeus Bramsiepe, KIT, 2022)	187
Abbildung 6-8: Fördermodul des Maschinenmoduls zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen	188
Abbildung 6-9: Rotationszugbiegemodul (links) und Biegeachssystem (rechts) des Maschinenmoduls zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen	190
Abbildung 6-10: Drahtführung (links) und Spannachse (rechts) des Rotationszugbiegemoduls zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen	192
Abbildung 6-11: Grundgeometrien der Biegeform (links) und der Spannbacke (rechts) zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen im Rotationszugbiegeverfahren	195
Abbildung 6-12: Schema der grafischen Benutzeroberfläche des Maschinenmoduls zur prozessgeregelten Formgebung von Hairpin-Steckspulen	200
Abbildung 7-1: Ergebnisse der experimentellen Validierung des linearen Regelgliedes am Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ für Biegeradien von 3 mm, 4 mm und 5 mm	205
Abbildung 7-2: Ergebnisse der experimentellen Validierung des modellbasierten Regelgliedes am Beispiel des Referenzdrahtes mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ für Biegeradien von 3 mm, 4 mm und 5 mm	206

-
- Abbildung 7-3: Ergebnisse der experimentellen Validierung des Regelungssystems am Referenzdraht mit einer nominalen Querschnittsfläche von $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ 207
- Abbildung 7-4: Ergebnisse der experimentellen Validierung des Regelungssystems am Vergleichsdraht mit einer nominalen Querschnittsfläche von $3,20 \times 2,80 \text{ mm}^2$ 208
- Abbildung 7-5: Ergebnisse der experimentellen Validierung des Regelungssystems am Vergleichsdraht mit einer nominalen Querschnittsfläche von $5,00 \times 2,00 \text{ mm}^2$ 208
- Abbildung A-1: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit klassischer F-Form nach (A_Rottenberger 2022, S. 34) XVI
- Abbildung A-2: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit komplexer F-Form mit mehreren Biegungen nach (A_Rottenberger 2022, S. 35) XVI
- Abbildung A-3: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit komplexer F-Form mit Krümmung nach (A_Rottenberger 2022, S. 36) XVI
- Abbildung A-4: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit S-Form der Variante I nach (A_Rottenberger 2022, S. 38) XVII
- Abbildung A-5: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit S-Form der Variante II nach (A_Rottenberger 2022, S. 39) XVII
- Abbildung A-6: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit P-Form nach (A_Rottenberger 2022, S. 40) XVII
- Abbildung A-7: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit H-Form nach (A_Rottenberger 2022, S. 41) XVIII
- Abbildung A-8: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit U-Form nach (A_Rottenberger 2022, S. 43) XVIII
- Abbildung A-9: Rückfederungseffekte von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 2,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXVIII
- Abbildung A-10: Rückfederungseffekte von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 4,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXIX

- Abbildung A-11: Rückfederungseffekte von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 6,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXX
- Abbildung A-12: Rückfederungseffekte von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 8,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXI
- Abbildung A-13: Relativveränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 2,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXII
- Abbildung A-14: Relativveränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 4,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXIII
- Abbildung A-15: Relativveränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 6,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXIV
- Abbildung A-16: Relativveränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 8,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXV
- Abbildung A-17: Relativveränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 2,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXVI
- Abbildung A-18: Relativveränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 4,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXVII
- Abbildung A-19: Relativveränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 6,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXVIII
- Abbildung A-20: Relativveränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 8,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9) XXXIX

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Charakteristische Eigenschaften von Cu-ETP und Cu-OFE bei Raumtemperatur auf Grundlage von (DIN EN 1977; Kupferverband e.V. 2005b, 2005a; Spittel & Spittel 2016b, 2016a)	12
Tabelle 2-2: Vergleich von qualitätsorientierten Regelungssystemen am Beispiel des Profilbiegens nach (Wirth et al. 2020)	42
Tabelle 3-1: Ursachen von Geometriefehlern im Kontext der Hairpin-Formgebung mit Auswirkungen auf die nachgelagerten Prozessschritte (Wirth et al. 2023c)	48
Tabelle 3-2: Qualitätsmerkmale und Fehlermechanismen im Kontext der elektrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen	50
Tabelle 3-3: Einflussgrößen im Biegeprozess auf die geometrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen nach (Wirth et al. 2021)	63
Tabelle 3-4: Technologievergleich von Biegeprozessen für Hairpin-Steckspulen (erweiterte Darstellung nach Wirth et al. 2020; Wirth et al. 2021)	67
Tabelle 5-1: Übersicht über die technischen Lieferbedingungen für Kupferflachdrähte gemäß der Normenreihe DIN EN 60317	95
Tabelle 5-2: Übersicht über standardisierte Prüfverfahren für Wickeldrähte gemäß der Normenreihe DIN EN 60851	96
Tabelle 5-3: Einfluss geometrischer Toleranzen nach DIN EN 60317-0-2 auf die Berechnung der mechanischen Werkstoffeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023c)	99
Tabelle 5-4: Geometrieigenschaften von Kupferflachdrähten mit 100 µm Isolationsbeschichtung aus Polyamidimid (Wirth et al. 2023c)	100
Tabelle 5-5: Vergleichsmessungen des E-Moduls an lackisoliertem Kupferflachdraht mit einem taktilen Extensometer der Klasse 0,5 und einem beidseitigen induktiven Ansetzaufnehmer (Wirth et al. 2023c)	104
Tabelle 5-6: Koeffizienten zur Fließkurvenextrapolation von lackisoliertem Kupferflachdraht nach (Wirth et al. 2023c)	106

Tabelle 5-7: Toleranzfelder sowie Mindest- und Höchstmaße der Außenabmessungen für den Referenzdraht mit $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$ nach (DIN EN 60317-0-2, S. 8–10)	131
Tabelle 5-8: Versuchsplan zur Analyse von Produkt-Prozess-Wechselwirkungen in Abhängigkeit der Breite und Dicke des Kupferflachleiters	147
Tabelle 5-9: Vergleich der minimalen Fehlermaße für Metamodelle auf Basis einer linearen Regression und eines künstlichen neuronalen Netzes (KNN)	165
Tabelle 6-1: Verifikation des Führungsgrößenbildners durch den Vergleich der Analyseergebnisse und Konstruktionsdaten einer Hairpin-Steckspule mit F-Form	179
Tabelle 6-2: Schrittfolge des Referenzierungszyklus der Biegeachse	197
Tabelle 6-3: Schrittfolge des Rotationszugbiegezyklus der Förder- und Biegeachse	198
Tabelle 7-1: Fertigungsabweichungen des Biegeradius und der Biegeachse zur Verifikation der zur Prozessregelung eingesetzten Biegeformen	202
Tabelle 7-2: Regeldifferenzen des Biegewinkels nach der Initialisierung des Regelungssystems für ein lineares und ein modellbasiertes Regelglied	204
Tabelle A-1: Forschungsarbeiten zum Vergleich von Wicklungstopologien im Kontext der Hairpin-Technologie	XII
Tabelle A-2: Forschungsarbeiten zur Erarbeitung von Wickelschemata und Designrichtlinien im Kontext der Hairpin-Technologie	XIII
Tabelle A-3: Forschungsarbeiten zur Analyse und Minimierung von Wechselstromverlusten im Kontext der Hairpin-Technologie	XIV
Tabelle A-4: Forschungsarbeiten zum Einsatz von alternativen Leitertechnologien und -werkstoffen im Kontext der Hairpin-Technologie	XV
Tabelle A-5: Maschinenteknik und Biegeverfahren zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen	XIX
Tabelle A-6: Zusammenfassung des relevanten Stands der Forschung zur Prozessmodellierung in der Runddraht-Wickeltechnik	XXI

Tabelle A-7: Zusammenfassung des relevanten Stands der Forschung zur Prozessmodellierung in der Flachdraht-Wickeltechnik	XXII
Tabelle A-8: Zusammenfassung des relevanten Stands der Forschung im Kontext der Regelung von Rohr- und Profilbiegeprozessen	XXIV
Tabelle A-9: Vergleich von numerischen Modellierungsansätzen am Beispiel der 3-Punkt-Biegung von lackisoliertem Kupferflachdraht (Flachkantbiegung)	XXV
Tabelle A-10: Vergleich von numerischen Modellierungsansätzen am Beispiel der 3-Punkt-Biegung von lackisoliertem Kupferflachdraht (Hochkantbiegung)	XXV
Tabelle A-11: Physikalische Werkstoffeigenschaften von Kupfer (Oechsner et al. 2020, S. 604)	XXVI
Tabelle A-12: Elastische Werkstoffeigenschaften von Kupferflachdraht im einachsigen Zugversuch mit einseitiger Dehnungsmessung nach (Wirth et al. 2023c)	XXVI
Tabelle A-13: Plastische Werkstoffeigenschaften von Kupferflachdraht im einachsigen Zugversuch mit einseitiger Dehnungsmessung nach (Wirth et al. 2023c)	XXVI
Tabelle A-14: Konvergenzstudie zur geometrischen Diskretisierung des Kupferflachdrahtes und der Biegewerkzeuge ohne Massenskalierung	XXVII
Tabelle A-15: Konvergenzstudie zur Massenskalierung bei unterschiedlichen Diskretisierungen des Kupferflachdrahtes und der Biegewerkzeuge	XXVII

Anhang

A1 Forschungsarbeiten zur Auslegung von Hairpin-Wicklungen

Tabelle A-1: Forschungsarbeiten zum Vergleich von Wicklungstopologien im Kontext der Hairpin-Technologie

Forschungsarbeit	Forschungsfokus
(Ishigami et al. 2015)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologievergleich von geschlossenen und Halbformspulen für Flachdraht-Wicklungen
(Fyhr et al. 2017)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologie- und Kostenvergleich von konzentrierten und verteilten Wicklungstopologien
(Du-Bar & Wallmark 2018)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an verteilten Runddraht- und Hairpin-Wicklungen
(Du-Bar et al. 2018)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologie- und Kostenvergleich von verteilten Runddraht- und Hairpin-Wicklungen
(Berardi et al. 2020)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologievergleich von verteilten Runddraht- und Hairpin-Wicklungen
(Preci et al. 2020)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Runddraht- sowie klassischen und segmentierten Hairpin-Wicklungen
(Jia et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Experimentelle und numerische Leistungsanalyse an Runddraht- und Hairpin-Wicklungen
(Venturini et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologievergleich von PSM und ASM mit Hairpin-Wicklung
(Wex et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an verteilten Runddraht- und Wellenwicklungen
(Krüger et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an verteilten Runddraht-, Hairpin- und Litzen-Wicklungen
(Jiang et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Runddraht- sowie klassischen und segmentierten Hairpin-Wicklungen
(Marjuan et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologievergleich von Hairpin- und Wellenwicklungen
(Singh et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologievergleich von Hairpin- und optimierten Runddraht-Wicklungen für FSMs
(Soltani et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologievergleich von Hairpin- und Wellenwicklungen
(Soltani 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologievergleich von verteilten Runddraht-, Hairpin- und Wellenwicklungen

Tabelle A-2: Forschungsarbeiten zur Erarbeitung von Wickelschemata und Designrichtlinien im Kontext der Hairpin-Technologie

Forschungsarbeit	Forschungsfokus
(Berardi & Bianchi 2018)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien für Hairpin-Wicklungen ▪ Symmetrierandbedingungen und Sehnung
(Bianchi & Berardi 2018)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Symmetrierandbedingungen für Hairpin-Wicklungen mit parallelen Pfaden und Komplexität auf der Twistseite ▪ Berechnung von Wechselstromverlusten
(England et al. 2021)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien für Hairpin-Wicklungen ▪ Symmetrierandbedingungen für Wicklungen mit parallelen Pfaden
(Xue et al. 2021)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien zur Verlustminimierung in Hairpin-Wicklungen
(Carbonieri et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien zur Erhöhung der maximalen Anzahl an parallelen Pfaden ▪ Symmetrierandbedingungen (stark und schwach) für Wicklungen mit parallelen Pfaden
(Dannier et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien für Hairpin-Wicklungen mit parallelen Pfaden ▪ Verlustreduktion durch asymmetrischen Lagenaufbau
(Zou et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien für Hairpin-Wicklungen mit Komplexität auf der Biegeseite unter Berücksichtigung von Lagen- und Anschluss-Hairpins
(Eschenmann et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien für Hairpin-Wicklungen unter Berücksichtigung der Wicklungskomplexität und Symmetrierandbedingungen
(Pastura et al. 2024)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien für Hairpin-Wicklungen mit radialer Leitersegmentierung

Tabelle A-3: Forschungsarbeiten zur Analyse und Minimierung von Wechselstromverlusten im Kontext der Hairpin-Technologie

Forschungsarbeit	Forschungsfokus
(Aoyama & Deng 2019)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse in Wickelkopf und Aktivlänge ▪ Leitersegmentierung (radial und tangential)
(Arzillo et al. 2020a)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Modellierung von Wechselstromverlusten ▪ Leitertransposition in parallelen Pfaden
(Arzillo et al. 2020b)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Dimensionierung von Leiterquerschnitten ▪ Leitersegmentierung (radial)
(Islam et al. 2020)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Hairpin-Wicklungen mit symmetrischem und asymmetrischem Lagenaufbau
(Preci et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Experimentelle und numerische Analysen zur radialen Leitersegmentierung
(Preci et al. 2021)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Designrichtlinien zur Minimierung von Wechselstromverlusten
(Morisco et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Analyse von Wechselstromverlusten in den Wickelköpfen von Hairpin-Wicklungen
(Pastura et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Vergleich von Wechselstromverlusten in Aktivteil und Wickelköpfen von Hairpin-Wicklungen
(Soltani et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Einflussanalyse der Wicklungstemperatur und Rotortopologie auf die Wechselstromverluste
(Notari et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Dimensionierung von Leiterquerschnitten in Abhängigkeit des Fahrzyklus
(Yang et al. 2024)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Hairpin-Wicklungen mit konventionellem und segmentiertem Lagenaufbau
(Yu et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Hairpin-Wicklungen unter Berücksichtigung der Zahnkopfgeometrie
(Hajji et al. 2024)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Modellierung von Wechselstromverlusten in verteilten Wicklungen aus Rund- und Flachdraht

Tabelle A-4: Forschungsarbeiten zum Einsatz von alternativen Leitertechnologien und -werkstoffen im Kontext der Hairpin-Technologie

Forschungsarbeit	Forschungsfokus
(Reinap et al. 2018)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Gleich- und Wechselstromverluste sowie Betriebstemperaturen von Flachdraht-Wicklungen mit Hohl- und Profilleitern
(Reinap et al. 2019)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlust- und Leistungsanalyse zum Einsatz von direktgekühlten Hohl- und Profilleitern in Hairpin-Wicklungen
(Moros et al. 2020)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Hairpin-Wicklungen mit Kupfer- und Aluminiumleitern unter Berücksichtigung von Sättigungseffekten
(Acquaviva et al. 2021)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Auslegungsrichtlinien für Hairpin-Wicklungen mit Kupfer- und Aluminiumleitern
(Pastura et al. 2021)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Hairpin-Wicklungen mit Kupfer- und Aluminiumleitern
(Cutuli et al. 2022a)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Technologievergleich von Hairpin-Wicklungen mit Kupfer- und Aluminiumleitern
(Ju et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Hairpin-Wicklung mit hybridem Lagenaufbau aus Flach- und Litzendraht
(Petrelli et al. 2022)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlust- und Leistungsvergleich von Hairpin-Wicklungen mit Kupfer- und Aluminiumleitern
(Acevedo et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlustanalyse an Flachdraht-Wicklungen mit profilierten Flachleitern aus Kupfer
(Cutuli et al. 2023)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verlust-, Gewichts- und Leistungsoptimierung von Hairpin-Wicklungen mit Kupfer- und Aluminiumleitern
(Lizarribar et al. 2024)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Topologieoptimierung von Flachleitern aus Kupfer- und Aluminium

A2 Geometrieklassifikation von Hairpin-Steckspulen

BOP	ES	B _{h,s}	B _{h,l}	B _{w,s}	B _{w,l}	30°	60°	90°	120°	150°	ER	ET
1	x					–	–	–	–	–		
2		x					x					
3	x					–	–	–	–	–		
4				x		x						
5		x					x					
6				x		x						
7	x					–	–	–	–	–		
8		x					x					
9	x					–	–	–	–	–		




Abbildung A-1: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit klassischer F-Form nach (A_Rottenberger 2022, S. 34)

BOP	ES	B _{h,s}	B _{h,l}	B _{w,s}	B _{w,l}	30°	60°	90°	120°	150°	ER	ET
1	x					–	–	–	–	–		
2		x					x					
3	x					–	–	–	–	–		
4	?	?	?	?	?	?	?	?	?	?	–	?
5	?	?	?	?	?	?	?	?	?	?	–	?
6	?	?	?	?	?	?	?	?	?	?	–	?
7	?	?	?	?	?	?	?	?	?	?	–	?
8	x					–	–	–	–	–		
9		x					x					
10	x					–	–	–	–	–		

n. a.

Abbildung A-2: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit komplexer F-Form mit mehreren Biegungen nach (A_Rottenberger 2022, S. 35)

BOP	ES	B _{h,s}	B _{h,l}	B _{w,s}	B _{w,l}	30°	60°	90°	120°	150°	ER	ET
1	x					–	–	–	–	–		
2		x			(x)	(w)	h					
3					x	x						
(3 ff.)				x				x				
4		x					x					
(4 ff.)	(x)	(x)				x						
5		(x)		x		(h)		w				
6					x	x						
7		x					x					
8	x					–	–	–	–	–		




Abbildung A-3: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit komplexer F-Form mit Krümmung nach (A_Rottenberger 2022, S. 36)

BOP	ES	B _{h,s}	B _{h,l}	B _{w,s}	B _{w,l}	30°	60°	90°	120°	150°	ER	ET
1	x					–	–	–	–	–		
2				x			x					
3			x			x						
4				x			x					
5		x								x	x	
6				x			x					
7			x			x						
8				x			x					
9	x					–	–	–	–	–		

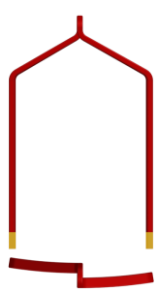


Abbildung A-4: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit S-Form der Variante I nach (A_Rottenberger 2022, S. 38)

BOP	ES	B _{h,s}	B _{h,l}	B _{w,s}	B _{w,l}	30°	60°	90°	120°	150°	ER	ET
1	x					–	–	–	–	–		
2		x					x					
3					x	x						
(3 ff.)		x				x						
4		x			(x)	(w)	h					
5				x						x	x	
6		x			(x)	(w)	h					
(6 ff.)		x				x						
7					x	x						
8		x					x					
9	x					–	–	–	–	–		

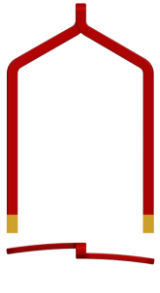


Abbildung A-5: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit S-Form der Variante II nach (A_Rottenberger 2022, S. 39)

BOP	ES	B _{h,s}	B _{h,l}	B _{w,s}	B _{w,l}	30°	60°	90°	120°	150°	ER	ET
1	x					–	–	–	–	–		
2				x			x					x
3	x					–	–	–	–	–		
4		x		x		h	w					
5		x								x	x	
6	x					–	–	–	–	–		
7				x			x					x
8	x					–	–	–	–	–		

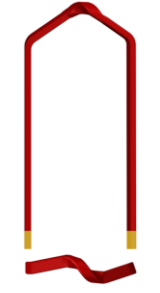


Abbildung A-6: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit P-Form nach (A_Rottenberger 2022, S. 40)

BOP	ES	B _{h,s}	B _{h,l}	B _{w,s}	B _{w,l}	30°	60°	90°	120°	150°	ER	ET	n. a.	
1	x					–	–	–	–	–				
2		x					x							
3					x	x								
4												x		
5					x	x								
6		x					x							
7	x					–	–	–	–	–				

Abbildung A-7: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit H-Form nach (A_Rottenberger 2022, S. 41)

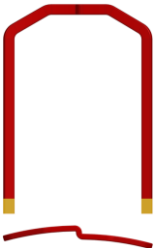
BOP	ES	B _{h,s}	B _{h,l}	B _{w,s}	B _{w,l}	30°	60°	90°	120°	150°	ER	ET		
1	x					–	–	–	–	–				
2		x					x							
3	(x)				(x)	x								
4		x				x								
(4 ff.)	(x)				(x)	x								
5		(x)		x		(h)		w						
(5 ff.)	x					–	–	–	–	–				
6		(x)		x		(h)		w						
(6 ff.)	(x)				(x)	x								
7		x				x								
8	(x)				(x)	x								
9		x					x							
10	x					–	–	–	–	–				

Abbildung A-8: Tabellarische Geometriebeschreibung von Hairpin-Steckspulen mit U-Form nach (A_Rottenberger 2022, S. 43)

A3 Biegeverfahren zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Tabelle A-5: Maschinenteknik und Biegeverfahren zur Formgebung von Hairpin-Steckspulen

Maschinenhersteller	Werkzeuggebundene Formgebung			Kinematische Formgebung		
	Gesenkbiegen	Klass. Rohrbiegen	Rotationszugbiegen	Schwenkbiegen	Biegen mit beweglich. Matrize	Enden-gesteuertes Biegen
Amada	1			1	1	
Anhui Hongtron	2					
Aumann	1			1		
ATOP		1		1	1	
Bangdi Intelligent		2		1		
Bihler	2	1				
Borg-Warner	1					
Changsha Huarui	1					
Changzhou Jinkang	2					
Chongqing Zongshen	1					
Denso						1
DKTEC	2	1		2		
DR TECH	2					
Gehring	3			1	1	3
GM				1		
Global Engineers	1					
GROB	1	2				2
Hitachi				1		
Hyundai	4			1		1
Jee Tech	1			1		
Jiangsu Nide	1	1				
Juli Automation	1					

Maschinenhersteller	Werkzeuggebundene Formgebung				Kinematische Formgebung	
	Gesenkbiegen	Klass. Rohrbiegen	Rotationszugbiegen	Schwenkbiegen	Biegen mit beweglich. Matrize	Enden-gesteuertes Biegen
LG	1			1		
MIBA				2		2
Mitsubishi Electric	1			1		
Nidec		1				1
Odawara	1					1
Progettilab		1				
Shandong Zhongji	2					
Shanghai Huatai	1					
Tecnomatic	2					1
Thyssen-Krupp						1
WAFIOS			2	2		
Yueke	3	1		3		
ZF				1		1
Summe	38	11	2	21	3	14
Anteil	42,7 %	12,4 %	2,2 %	23,6 %	3,4 %	15,7 %

Methodik der Patentrecherche und -kategorisierung:

- 1) Identifikation von Patentanmeldern und -inhabern im Kontext der Fertigung von Statorn mit Hairpin-Wicklung durch eine Expertenrecherche in der Datenbank DEPATISnet des deutschen Patent- und Markenamtes mit deutschen und englischen Suchbegriffen in der IPC-Untergruppe H02K 15/04,
- 2) Detailrecherche für die identifizierten Patenanmelder und -inhaber durch eine Expertenrecherche in der Datenbank DEPATISnet des deutschen Patent- und Markenamtes mit erweiterten Suchbegriffen in der IPC-Unterklasse H02K,
- 3) Analyse und Kategorisierung der identifizierten Offenlegungs- und Patentschriften hinsichtlich der zur Formgebung der Hairpin-Steckspulen eingesetzten Maschinenteknik und Biegeverfahren.

Stand der Recherche: April 2024

A4 Modellierungsmethoden in der Wickeltechnik

Tabelle A-6: Zusammenfassung des relevanten Stands der Forschung zur Prozessmodellierung in der Runddraht-Wickeltechnik

Forschungsarbeit	Forschungsfokus	Modellierungsansatz
(Vonken 1996, S. 21–177)	Flyerwickeln	numerisch, FEM, dynamisch-explizit, elastisches Materialmodell
(Wolf 1997, S. 28–60)	Linearwickeln von (un-)runden Spulenkörpern	analytisch, Schwingungs- und Umformverhalten, Gesamtsystem
(Wenger 2004, S. 40–83)	Linearwickeln von (un-)runden Spulenkörpern	empirisch, Systemdynamik (Sprungantwort), Gesamtsystem
(Sell-Le Blanc et al. 2013)	Linearwickeln von unrunden Spulenkörpern	numerisch, MKS, vereinfachtes elastisch-plastisches Materialmodell, Gesamtsystem
(Bönig et al. 2014a)	Linearwickeln von unrunden Spulenkörpern	numerisch, FEM, statisch-implizit, elast.-plast. Materialmodell, 2D, Teilprozess, Flächenelemente
(Bönig et al. 2014b) (Bönig et al. 2015)	Linearwickeln von unrunden Spulenkörpern	numerisch, FEM, dynamisch-explizit, elast.-plast. Materialmodell, 3D, Balkenelemente, Teilprozess
(Sell-Le Blanc et al. 2015)	Linearwickeln von unrunden Spulenkörpern	empirisch, exp. Versuchsreihen, Fehlerbilder, Gesamtsystem
(Sell-Le Blanc et al. 2016)	Linearwickeln von unrunden Spulenkörpern	analytisch, Dynamik- und Umformverhalten, Gesamtsystem
(Komodromos et al. 2017)	Linearwickeln von unrunden Spulenkörpern	numerisch, FEM, dynamisch-explizit, elast.-plast. Mat.modell, 3D, Volumenelemente, Teilprozess
(Hofmann et al. 2017)	Nadelwickeln von verteilten Wicklungen	numerisch, MKS, elastisches Materialmodell, Teilprozesse
(Hofmann et al. 2019)	Nadelwickeln von verteilten Wicklungen	analytisch, Prozesskinematik, Gesamtsystem
(Weigelt et al. 2019)	Linearwickeln von unrunden Spulenkörpern	numerisch, FEM, dynamisch-explizit, elast.-plast. Mat.modell, 3D, Balkenelemente, Gesamtprozess
(Zerbe 2019, S. 192–203)	Linearwickeln von unrunden Spulenkörpern	numerisch, FEM, dynamisch-explizit, elast.-plast. Mat.modell, 3D, Volumenelemente, Teilprozess
(Lomakin et al. 2020)	Linearwickeln von runden Spulenkörpern	Konzept: analytisch, Systemdynamik, Gesamtsystem
(Mayr et al. 2021b)	Linearwickeln von runden Spulenkörpern	Konzept: empirisch, datenbasiert, Machine Learning, Ges.system

Tabelle A-7: Zusammenfassung des relevanten Stands der Forschung zur Prozessmodellierung in der Flachdraht-Wickeltechnik

Forschungsarbeit	Forschungsfokus	Prozess- entwicklung	Prozess- modellierung	Prozess- regelung
(Pushev et al. 2016)	Entwicklung und Vergleich von Hairpin-Geometrien	x		
(Kühl & Franke 2021)	Kinematische Formgebung von Hairpin-Steckspulen	x		
(Hausmann & Fleischer 2021)	Kinematisches Twisten von Statoren mit Hairpin-Wicklung	x		
(Kampker et al. 2023b)	Formgebung und funktionelle Eigenschaften von Hairpin-Steckspulen aus Kupferhohlleitern	x		
(Petrell et al. 2019)	Sensitivitätsanalysen zum Verpressen von Kupferflachdraht	x	(x)	
(Hausmann et al. 2022)	Kinematisches Twisten von Statoren mit Hairpin-Wicklung	x	(x)	
(Born et al. 2023)	Isolationsfestigkeit von Hairpin-Steckspulen in Abhängigkeit der Drahtspezifikation und des Formgebungsprozesses	x		
(Fraider et al. 2023)	Setzen von Hairpin-Steckspulen mit Reibwert- und Prozesskraftanalysen	x	(x)	
(Weigelt et al. 2017)	FE-basierte Analysen (dyn.-explizit) zur werkzeuggebundenen Hairpin-Formgebung	(x)	x	
(Wirth & Fleischer 2019)	FE-basierte Analysen (dyn.-explizit) zum Einfluss von Drahttoleranzen auf die werkzeuggebundene Hairpin-Formgebung	(x)	x	
(Barbieri et al. 2022)	FE-basierte Analysen (dyn.-implizit) zu Instabilitäten bei der kinematischen Hairpin-Formgebung	(x)	x	
(Weigelt et al. 2018)	FE-basierte Analysen (dyn.-explizit) zur Veränderung der Drahtquerschnittseigenschaften bei der werkzeuggebundenen Hairpin-Formgebung		x	

(Wirth et al. 2018)	FE-basierte Modellierung von Rückfederungseffekten bei der werkzeuggebundenen Hairpin-Formgebung (dyn.-explizit, stat.-implizit)	x	
(Hausmann et al. 2020)	Modellbasierte Designoptimierung von Statoren mit Hairpin-Wicklung	x	
(Fleischer et al. 2021a)	Numerische Analysen zu Produkt-Prozess-Wechselwirkungen beim Biegen, Twisten und laserbasierten Kontaktieren von Kupferflachdraht	x	
(Wirth et al. 2020)	Analyse der Materialeigenschaften von Kupferflachdraht; FE-basierte Modellierung der kinematischen Hairpin-Formgebung (dyn.-explizit, stat.-implizit)	x	(x)
(Wirth et al. 2021)	Metamodellierung von Rückfederungseffekten bei der kinematischen Hairpin-Formgebung	x	(x)
(Hausmann et al. 2023)	Berechnungsverfahren für das Twisten von Hairpin-Wicklungen	x	(x)
(Choi et al. 2022)	Analyse der Materialeigenschaften von Kupferflachdraht; Metamodellierung von Rückfederungseffekten bei der werkzeuggebundenen Hairpin-Formgebung zur Prozessregelung	(x)	x
(Mayr et al. 2021a)	KI-basierte Analyse der geometrischen Qualitätseigenschaften von Hairpin-Steckspulen auf Basis der Antriebsdrehmomente im Prozess		x
(Mayr et al. 2022)	KI-basierte Regelung von Richtprozessen im Kontext der Hairpin-Formgebung		x

A5 Prozessregelungen in der Rohr- und Profildebietechnik

Tabelle A-8: Zusammenfassung des relevanten Stands der Forschung im Kontext der Regelung von Rohr- und Profildebietechniken

	Biegeprozess	Regelungssystem	Messsystem
(Hardt et al. 1982)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ indirekt, online ▪ analyt. Modell 	Momenten- und Krümmungsmessung (taktil)
(Yang et al. 1990)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ indirekt, online ▪ halbanal. Modell 	Krümmungsmessung (taktil)
(Chatti 1998)	3-Rollen-Schubbiegen von 2D-Profilen	<ul style="list-style-type: none"> ▪ direkt, online ▪ halbanal. Modell 	Krümmungsmessung (taktil)
(Chatti et al. 2004)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ indirekt, online ▪ direkt, offline ▪ halbanal. Modell 	Momenten- und Krümmungsmessung (optisch)
(Dirksen 2008, S. 78–80)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ indirekt, online ▪ direkt, offline ▪ halbanal. Modell 	Momenten- und Krümmungsmessung (optisch)
(Luo et al. 1996a, 1996b)	Biegen von 3D-Profilen mit beweglicher Matrize	<ul style="list-style-type: none"> ▪ direkt, offline ▪ analyt. Modell 	Geometriemessung (optisch)
(Sun & Stelson 1997)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ direkt, offline ▪ empirisch. Modell 	Geometriemessung (optisch)
(Staupendahl et al. 2016)	TSS-Biegen von 3D-Profilen	<ul style="list-style-type: none"> ▪ indirekt ▪ online 	Kraft- und Momentenmessung
(Lou & Stelson 2001b, 2001a)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ direkt, offline ▪ statist. Modell 	Winkelmessung (Verfahren n. b.)
(Ma et al. 2021)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ direkt, offline ▪ daten. Modell 	Winkelmessung (Verfahren n. b.)
(Ha et al. 2020)	Rotationszugbiegen von 3D-Rohren	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Messmethode ▪ direkt, online 	Laserpositionsmessung
(Simonetto et al. 2021)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ Messmethode ▪ indirekt, online 	Winkelmessung mit Trägheitssensor
(He et al. 2022a)		<ul style="list-style-type: none"> ▪ Messmethode ▪ direkt, online 	Laserabstandsmessung

A6 Materialmodellierung von lackisoliertem Kupferflachdraht

Tabelle A-9: Vergleich von numerischen Modellierungsansätzen am Beispiel der 3-Punkt-Biegung von lackisoliertem Kupferflachdraht (Flachkantbiegung)

Stempelweg	Biegekraft für Referenzdraht mit $4,50 \times 2,36 \text{ mm}^2$			
	Experiment	Ansatz A	Ansatz B	Ansatz C
0,1 mm	26,3 N	16,8 N	16,8 N	19,7 N
0,2 mm	42,0 N	35,4 N	35,5 N	41,6 N
0,5 mm	66,6 N	71,2 N	71,2 N	79,1 N
1,0 mm	75,1 N	81,5 N	81,6 N	89,5 N
2,0 mm	83,4 N	89,6 N	89,8 N	98,7 N
5,0 mm	97,8 N	104,0 N	104,2 N	115,0 N
10,0 mm	105,8 N	113,2 N	113,6 N	125,8 N
15,0 mm	96,1 N	104,0 N	104,3 N	115,4 N
18,0 mm	88,0 N	93,7 N	94,1 N	104,3 N

Tabelle A-10: Vergleich von numerischen Modellierungsansätzen am Beispiel der 3-Punkt-Biegung von lackisoliertem Kupferflachdraht (Hochkantbiegung)

Stempelweg	Biegekraft für Referenzdraht mit $2,36 \times 4,50 \text{ mm}^2$			
	Experiment	Ansatz A	Ansatz B	Ansatz C
0,1 mm	61,5 N	54,4 N	54,2 N	58,7 N
0,2 mm	101,3 N	109,1 N	108,6 N	116,0 N
0,5 mm	133,6 N	142,5 N	142,2 N	149,9 N
1,0 mm	149,2 N	157,3 N	157,0 N	165,7 N
2,0 mm	168,3 N	176,8 N	176,5 N	186,2 N
5,0 mm	205,5 N	212,0 N	210,0 N	222,9 N
10,0 mm	228,4 N	239,7 N	240,3 N	254,1 N
15,0 mm	213,1 N	223,3 N	224,1 N	237,3 N
18,0 mm	198,7 N	210,8 N	205,5 N	217,2 N

Beschreibungen der Ansätze A, B und C zur numerischen Modellierung des mechanischen Werkstoffverhaltens von lackisoliertem Kupferflachdraht können dem Abschnitt 5.1.2 entnommen werden.

A7 Werkstoffeigenschaften von lackisoliertem Kupferflachdraht

*Tabelle A-11: Physikalische Werkstoffeigenschaften von Kupfer
(Oechsner et al. 2020, S. 604)*

Dichte	8,93 g/cm ³
Elastizitätsmodul	125 GPa
Querkontraktionszahl	0,35

Tabelle A-12: Elastische Werkstoffeigenschaften von Kupferflachdraht im einachsigen Zugversuch mit einseitiger Dehnungsmessung nach (Wirth et al. 2023c)

Nominalquerschnitte der analysierten Flachdrähte	E-Modul
4,50 × 2,36 mm ²	95,4 GPa
5,00 × 2,00 mm ²	91,9 GPa
3,20 × 2,80 mm ²	94,3 GPa

Tabelle A-13: Plastische Werkstoffeigenschaften von Kupferflachdraht im einachsigen Zugversuch mit einseitiger Dehnungsmessung nach (Wirth et al. 2023c)

Nominalquerschnitte der analysierten Flachdrähte	$k_f^{\text{Swift}}(\varphi)$			$k_f^{\text{HS}}(\varphi)$			
	s_1 [MPa]	s_2 [E-02]	s_3 [E-01]	h_1 [MPa]	h_2 [MPa]	h_3 [-]	h_4 [-]
4,50 × 2,36 mm ²	477,8	2,021	3,300	430,3	133,2	2,872	0,825
5,00 × 2,00 mm ²	505,2	1,359	3,503	434,6	114,2	3,119	0,816
3,20 × 2,80 mm ²	529,1	1,919	3,411	477,7	138,8	2,795	0,821

A8 Konvergenzstudien zur Verifikation des Prozessmodells

Tabelle A-14: Konvergenzstudie zur geometrischen Diskretisierung des Kupferflachdrahtes und der Biegewerkzeuge ohne Massenskalierung

Elementkantlänge Flachdraht	Elementkantlänge Biegewerkzeuge	Flachdraht 2,00 × 1,50 mm ²	Flachdraht 6,00 × 3,00 mm ²
0,250 mm	0,125 mm	Referenzkonfiguration	
		58,82°	59,17°
0,500 mm	0,250 mm	0,02°	-0,01°
0,500 mm	0,500 mm	0,12°	0,10°
0,500 mm	1,000 mm	0,12°	0,11°
0,500 mm	2,000 mm	0,11°	0,11°
1,000 mm	2,000 mm	0,49°	0,33°

Tabelle A-15: Konvergenzstudie zur Massenskalierung bei unterschiedlichen Diskretisierungen des Kupferflachdrahtes und der Biegewerkzeuge

Elementkantlänge		Massenskalierung		Flachdraht 2,00 × 1,50 mm ²	Flachdraht 6,00 × 3,00 mm ²		
Flach- draht	Werk- zeuge	Span- nen	Biegen				
0,25 mm	0,125 mm			Referenzkonfiguration			
				58,82°		59,17°	
0,5 mm	0,5 mm	1	1	0,12°	58,94°	0,10°	59,27°
0,5 mm	1,0 mm			0,12°	58,94°	0,11°	59,28°
0,5 mm	0,5 mm	4	16	0,08°	-0,04°	0,11°	0,01°
0,5 mm	1,0 mm	4	16	0,15°	0,03°	0,12°	0,01°
0,5 mm	0,5 mm	16	64	-0,03°	-0,15°	0,09°	-0,01°
0,5 mm	1,0 mm	16	64	-0,11°	-0,23°	0,08°	-0,03°

A9 Produkt-Prozess-Wechselwirkungen der Rückfederung

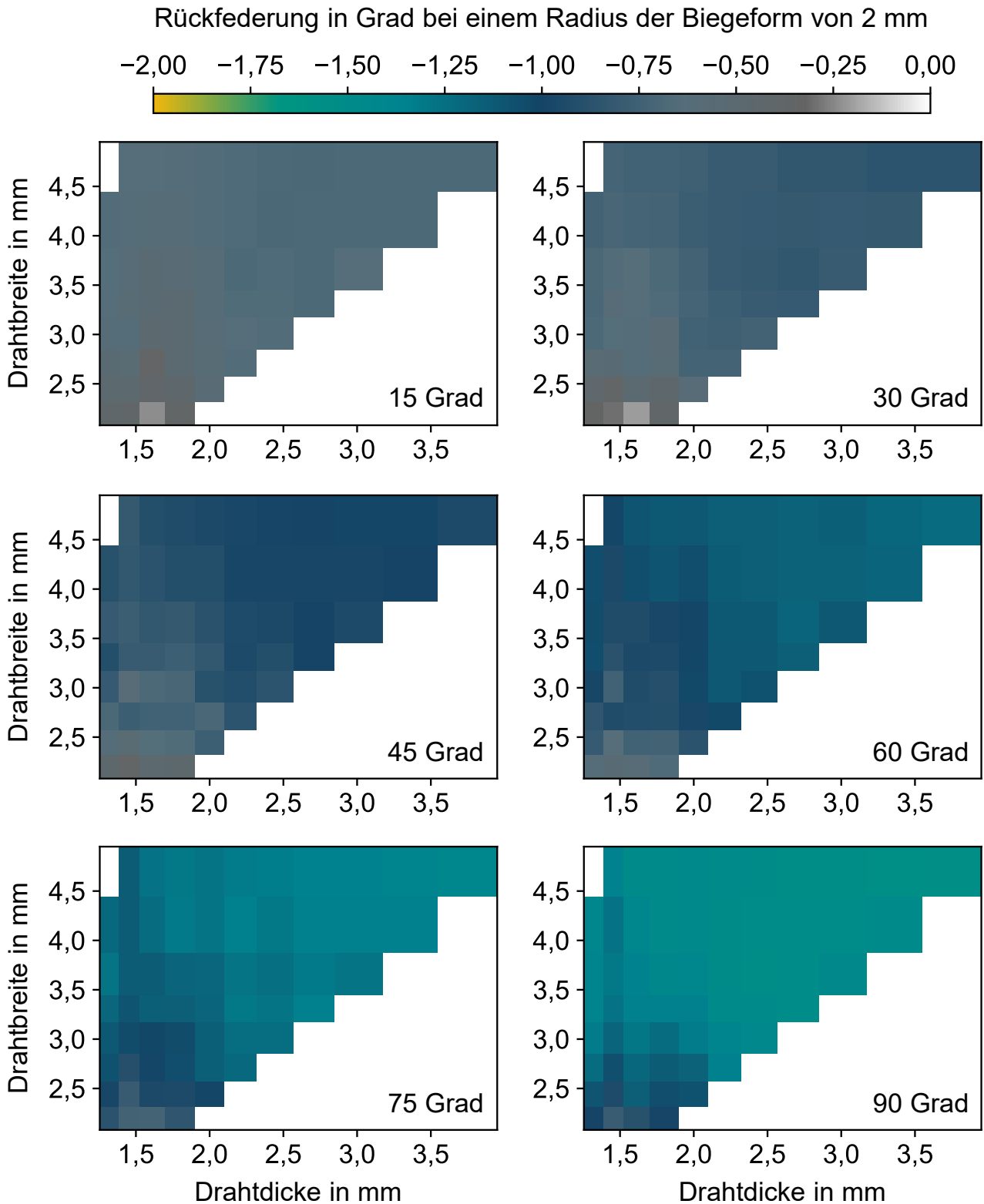


Abbildung A-9: Rückfederungseffekte von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 2,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

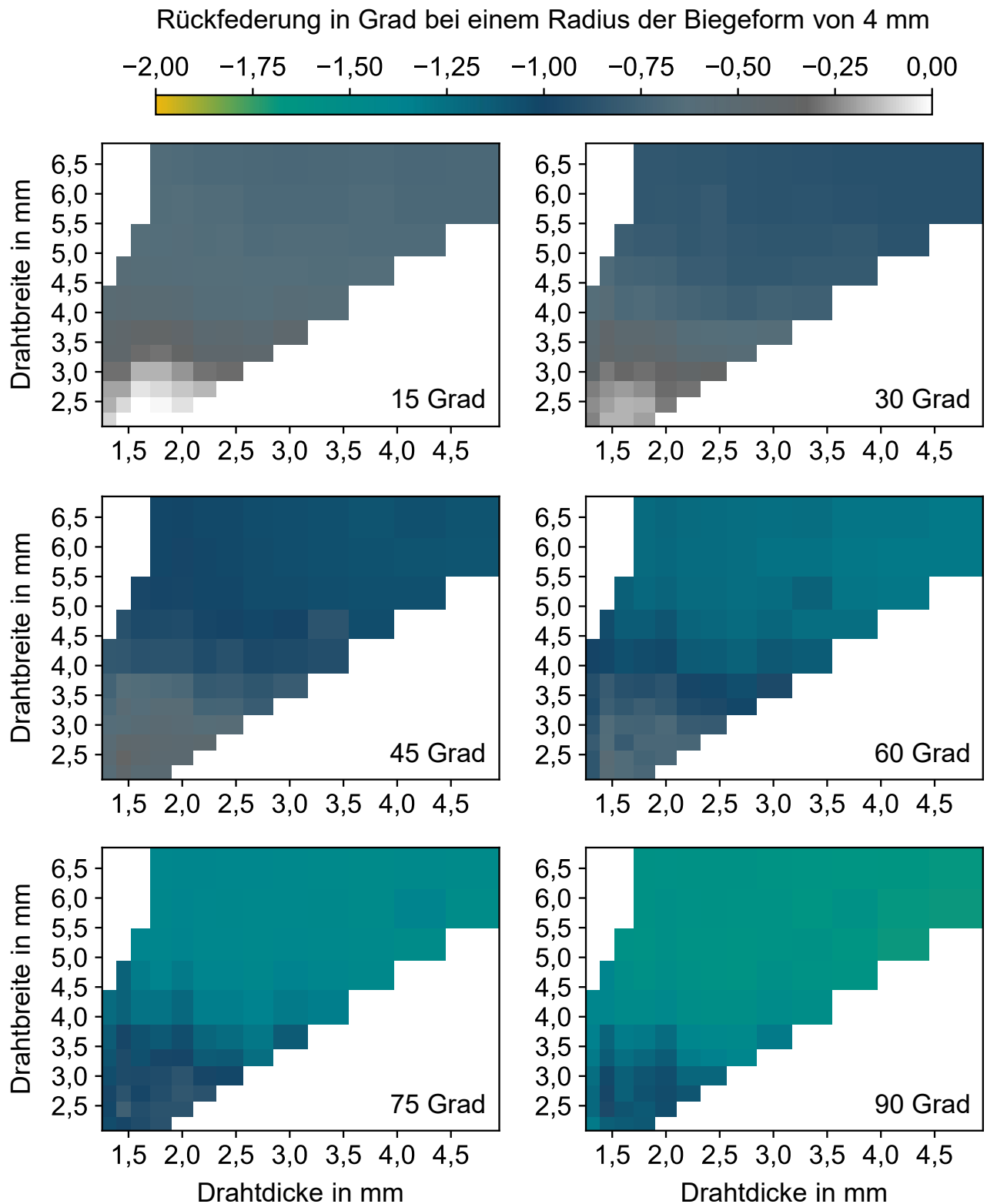


Abbildung A-10: Rückfederungseffekte von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 4,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

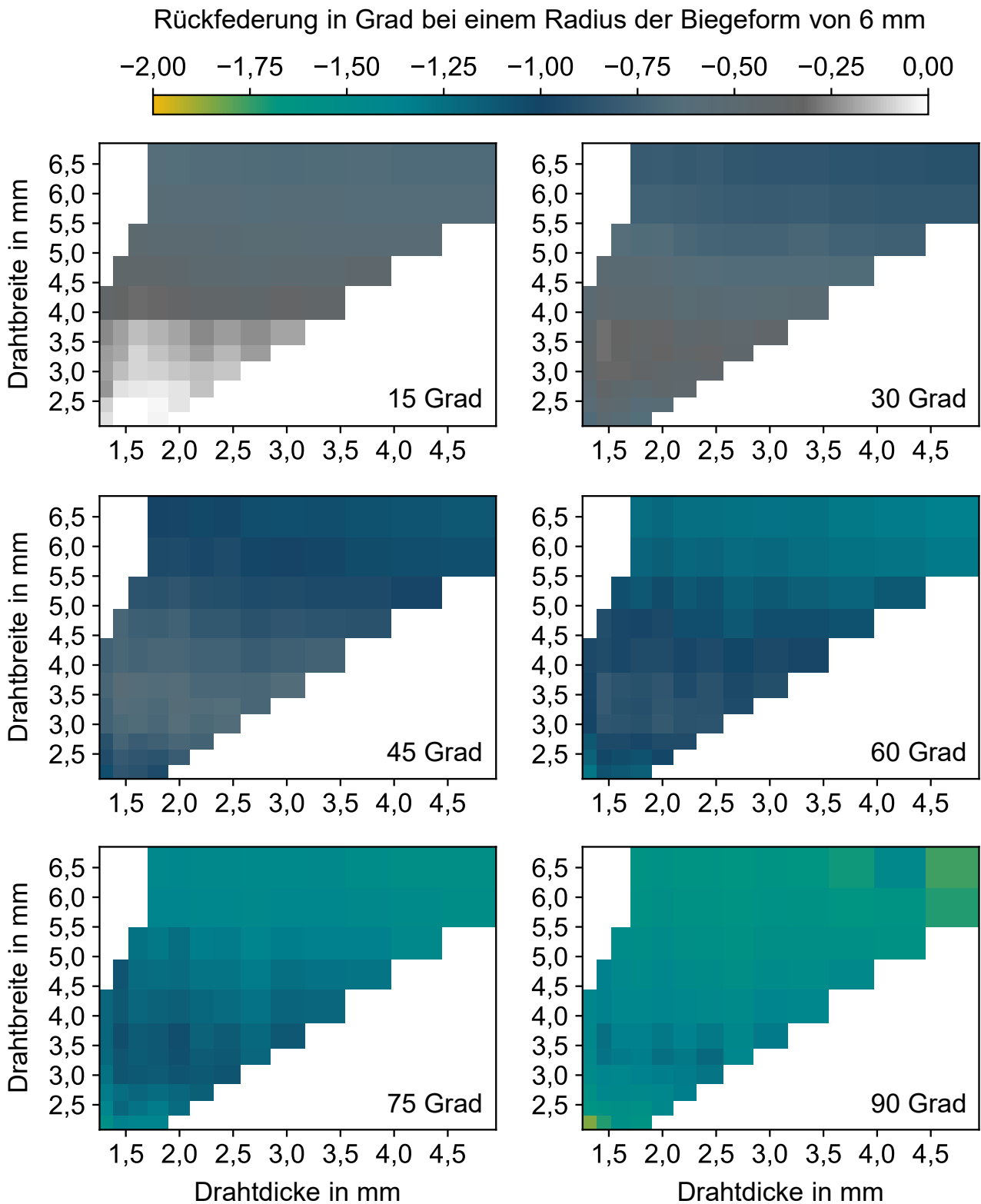


Abbildung A-11: Rückfederungseffekte von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 6,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

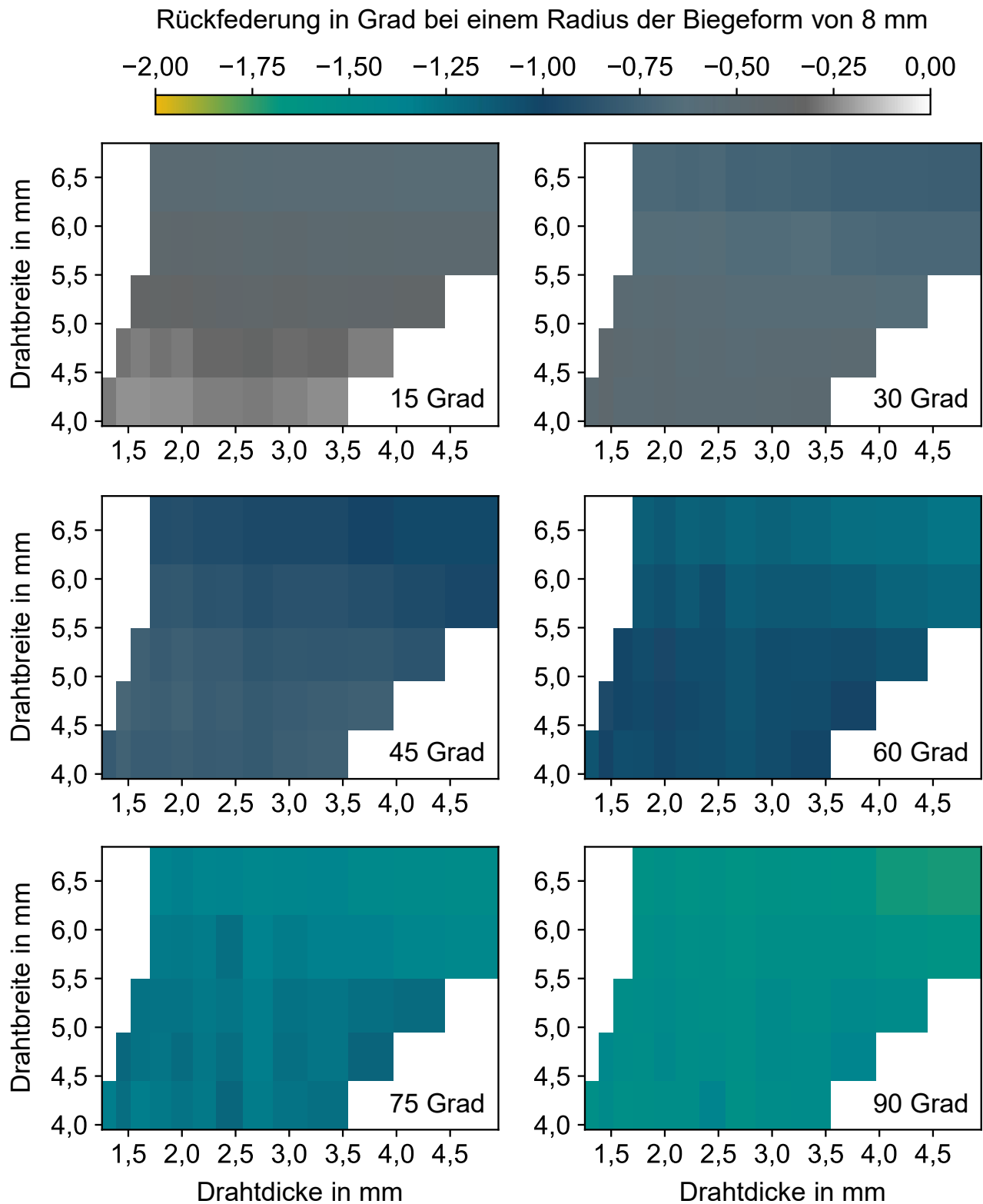


Abbildung A-12: Rückfederungseffekte von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 8,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

A10 Produkt-Prozess-Wechselwirkungen der Leiterdicke

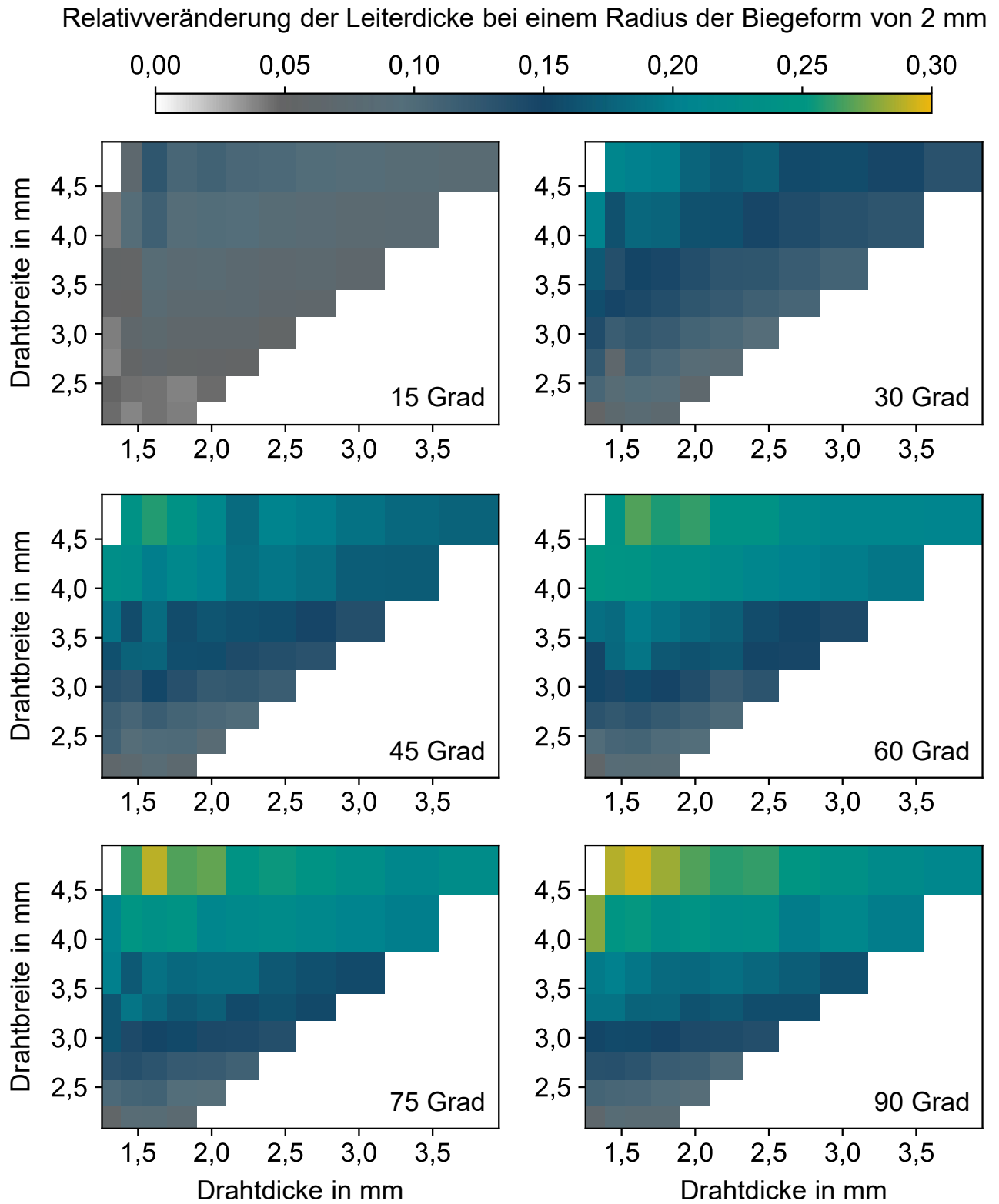


Abbildung A-13: Relativveränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 2,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

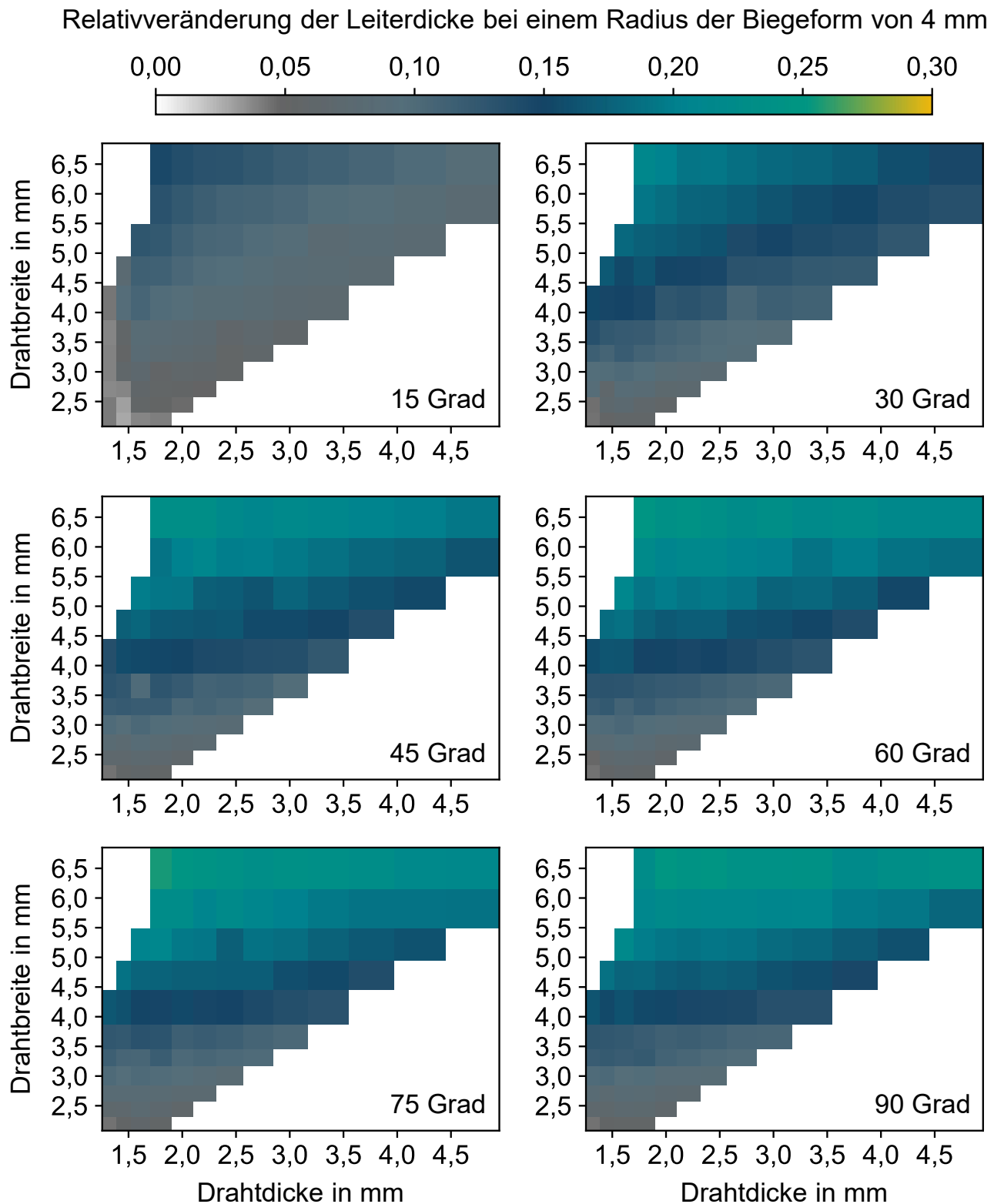


Abbildung A-14: Relativveränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 4,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

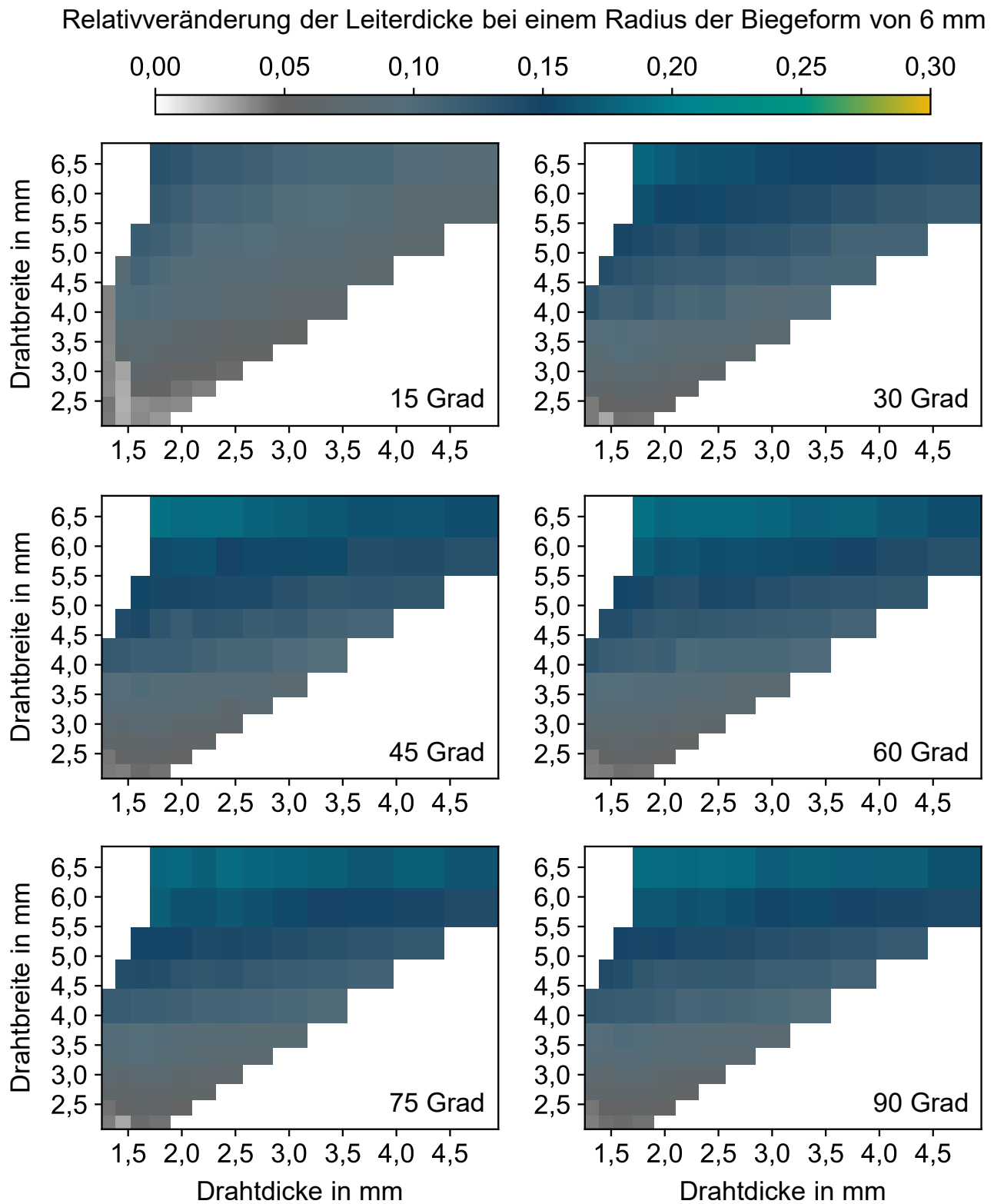


Abbildung A-15: Relativveränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 6,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

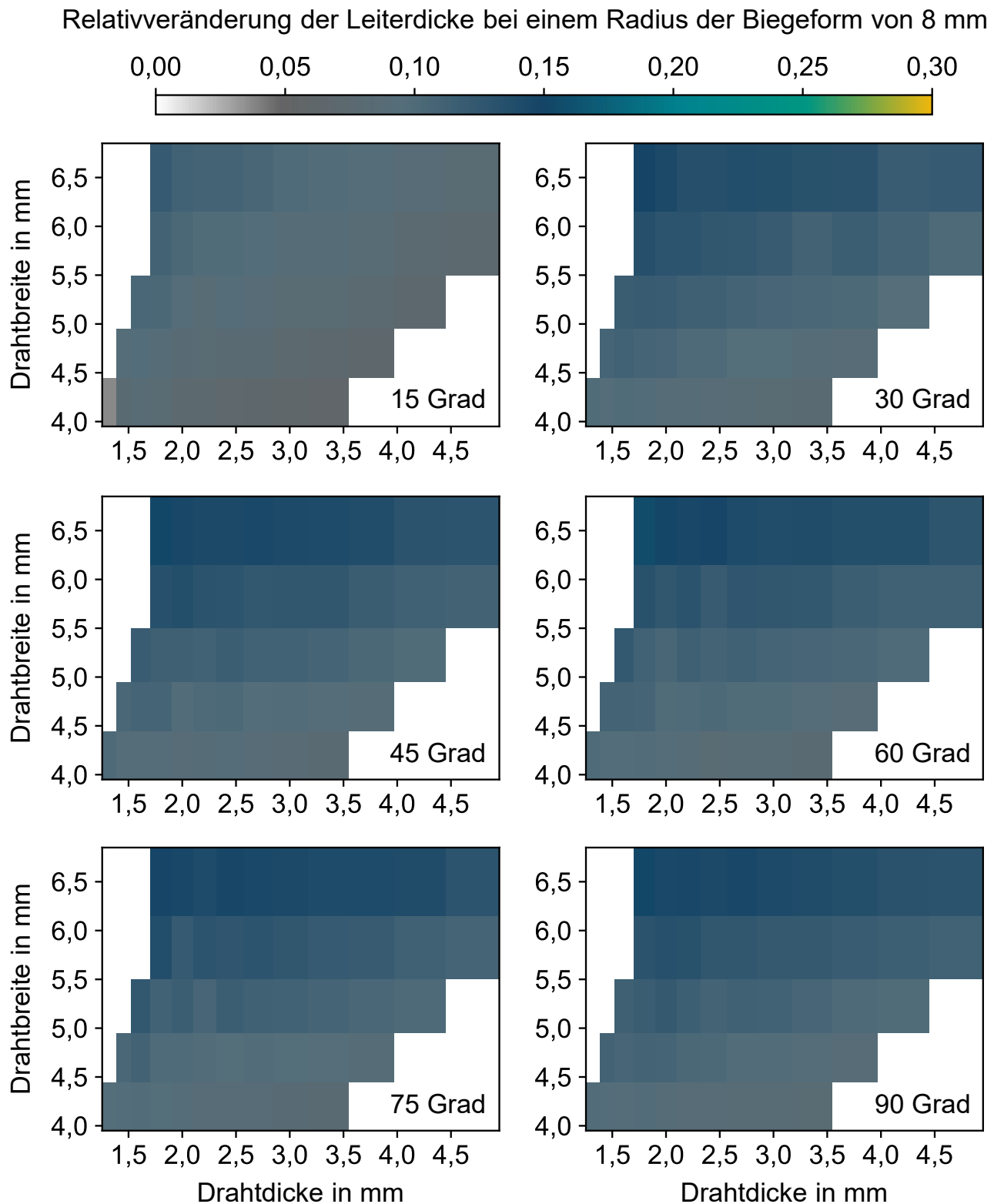


Abbildung A-16: Relativveränderung der Leiterdicke von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 8,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

A11 Produkt-Prozess-Wechselwirkungen der Leiterbreite

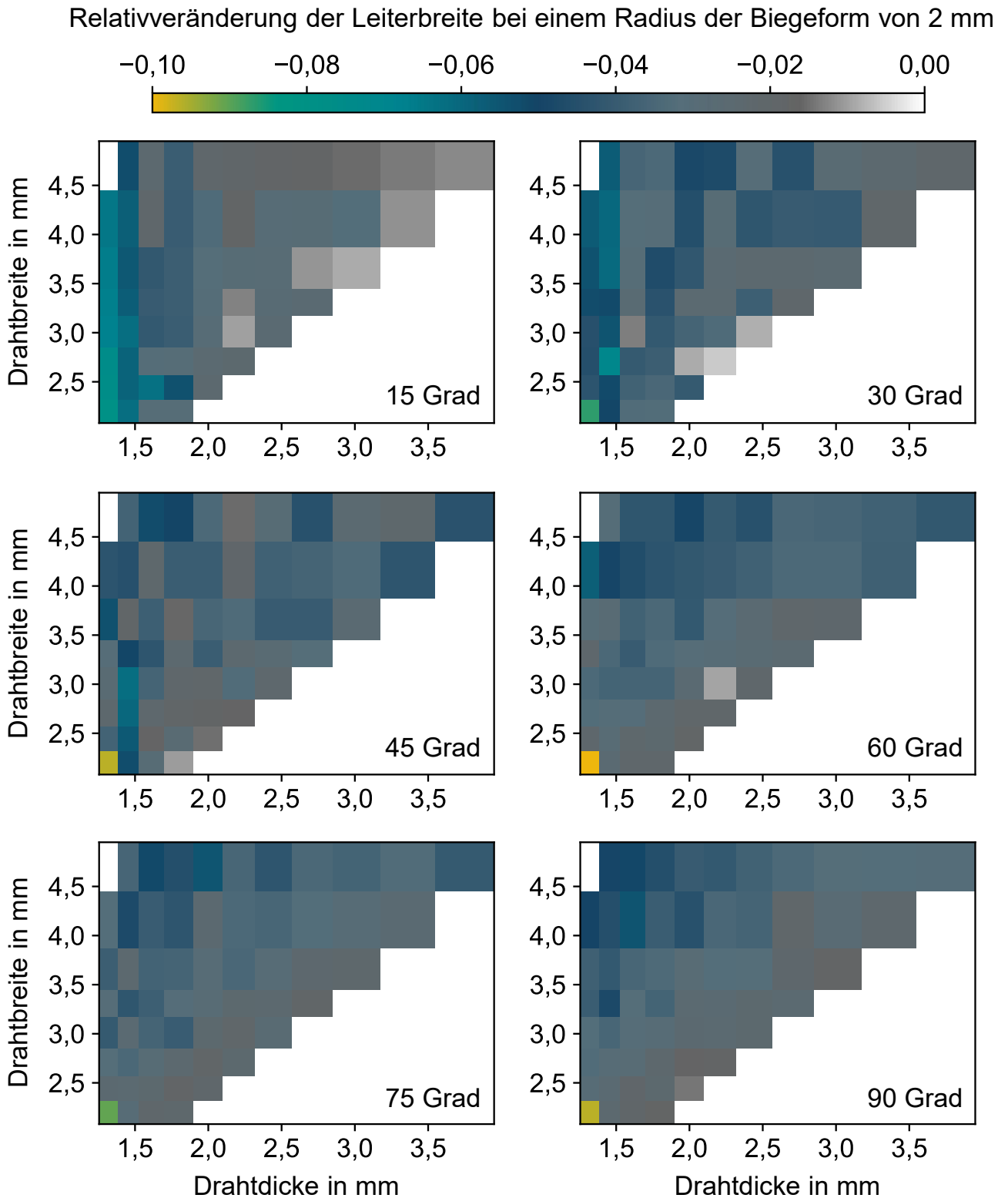


Abbildung A-17: Relativveränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 2,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

Relativveränderung der Leiterbreite bei einem Radius der Biegeform von 4 mm

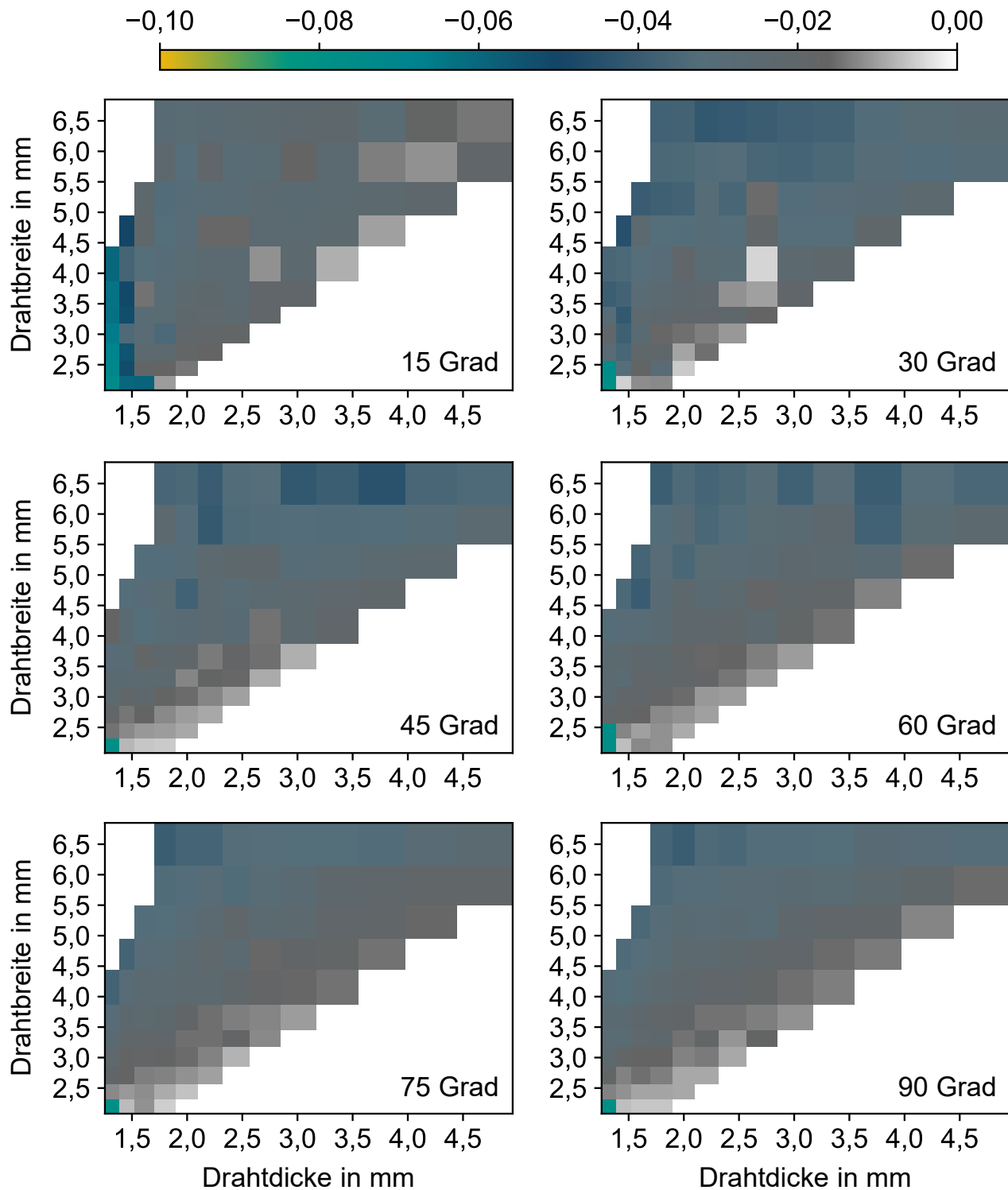


Abbildung A-18: Relativveränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 4,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

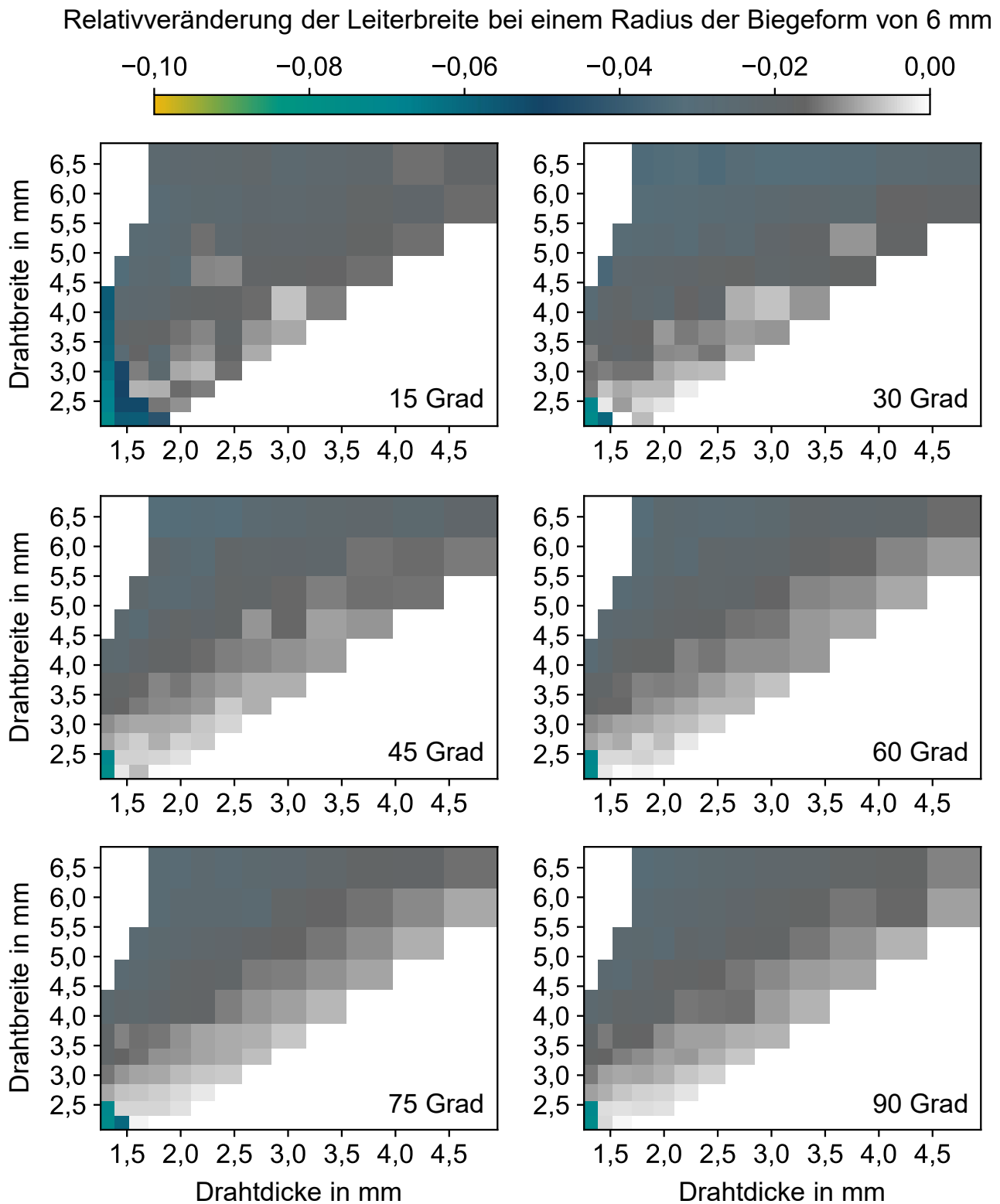


Abbildung A-19: Relativveränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 6,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

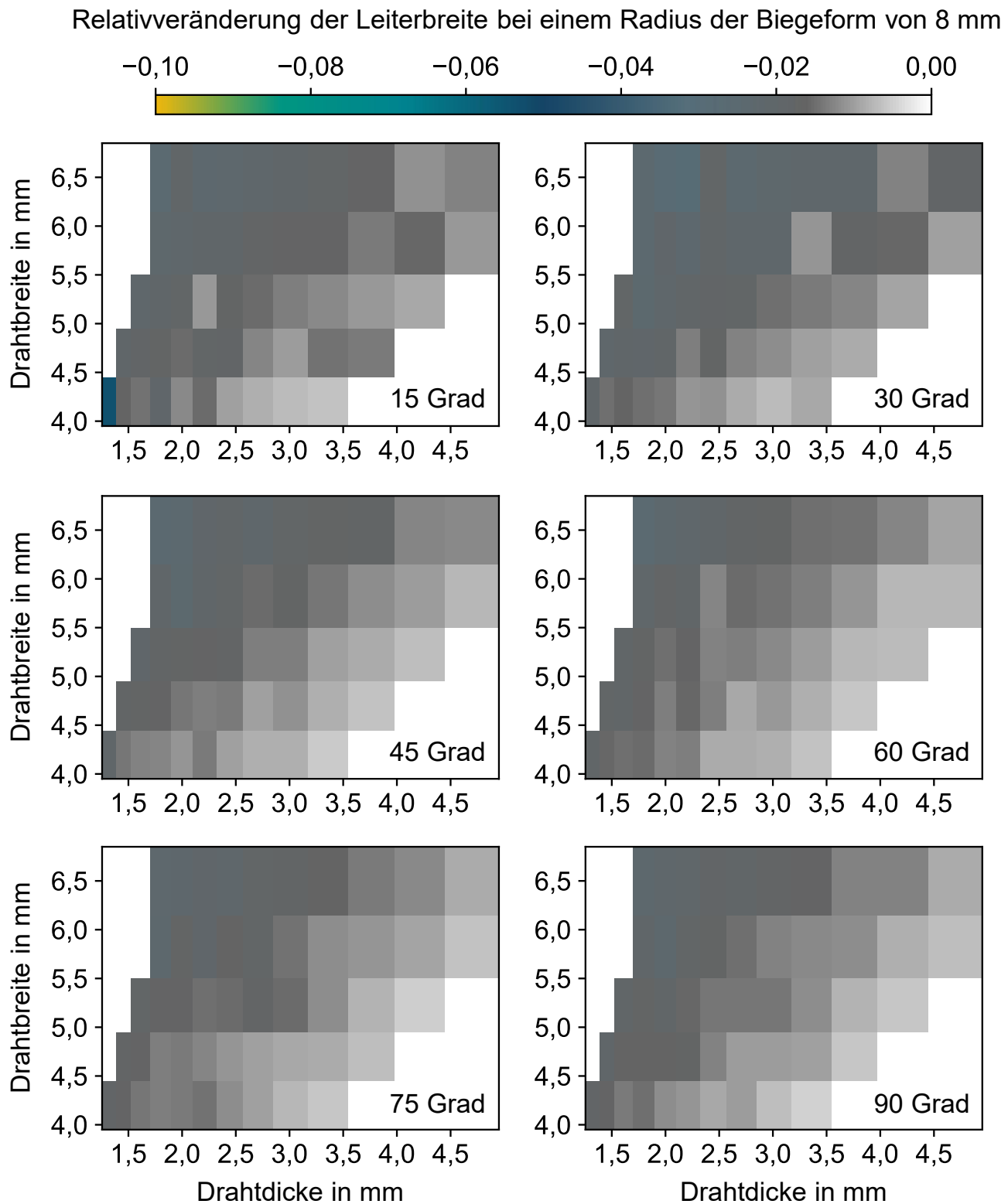


Abbildung A-20: Relativveränderung der Leiterbreite von lackisoliertem Kupferflachdraht im Rotationszugbiegeverfahren mit einem Biegeradius von 8,0 mm für bevorzugte Drahtbreiten und -dicken nach (DIN EN 60317-0-2, S. 9)

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 druck geregelter 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 bearbeitungselementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

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

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungssteigerung

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

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

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen Wasserstrahlwerkzeuges

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der Demontage- und Recyclingeignung von Produkten

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und 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 Zerspanprozess beim Fräsen: Beitrag zum Prozessverständnis auf Basis von zerspantechnischen Untersuchungen

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung kultureller Einflüsse

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmers

Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

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

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion

Band 90

Dr.-Ing. Dirk Vossmann

Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitätsmethodenverbund und Qualitätsmethodenintegration

Band 91

Dr.-Ing. Martin Plass

Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch den Aufbau einer Honprozessregelung

Band 92

Dr.-Ing. Titus Konold

Optimierung der Fünffachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlenunterstützte CAM-Umgebung

Band 93

Dr.-Ing. Jürgen Brath

Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien

Band 94

Dr.-Ing. Dirk Geisinger

Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung

Band 95

Dr.-Ing. Marco Lanza

Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design

Band 96

Dr.-Ing. Volker Hüntrup

Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 97

Dr.-Ing. Frank Reinboth

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

Band 98

Dr.-Ing. Lutz Trender

Entwicklungsintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

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

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmäzle

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
Abrasive Strahlschneiden**

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

**Charakterisierung eines optischen Messsystems und den Bedingungen des
Arbeitsraums einer Werkzeugmaschine**

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

**Konsequent dezentralisierte Steuerung mit Industrial Ethernet und offenen
Applikationsprotokollen**

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

Turbulenzreaktionsprozesse

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

Fabrikplanung im turbulenten Umfeld

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönzheimer

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

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

**Ein Reifemodell für die Bewertung und Entwicklung von Dienstleistungs-
organisationen: 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 Makrozerspanung
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

Segmentspannbildung, 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 Spannbildungssimulation

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

Auslegung und Fertigungsprozessgestaltung sintergefügter Verbindungen für μ MIM-Bauteile

Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

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

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

Piezoelektrischer Self-Sensing-Aktor zur Vorspannungsregelung in adaptronischen Kugelgewindetrieben

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 Fügespalts auf die erreichbare Verbindungsqualität beim Sinterfügen

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

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

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauß

Aufwandsoptimierte Simulation von Produktionsanlagen durch Vergrößerung der Geltungsbereiche von Teilmodellen

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

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

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

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

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

Modellierung und Bewertung von Qualitätsmanagementstrategien in globalen Wertschöpfungsnetzwerken

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

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

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

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

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen Lasteinleitungselementen

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

Hochintegriertes hydraulisches Vorschubsystem für die Bearbeitung kleiner Werkstücke mit hohen Fertigungsanforderungen

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

Robustheit verketteter Produktionssysteme

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

Konfiguration von Montagelinien unreifer Produkttechnologien am Beispiel der Batteriemontage für Elektrofahrzeuge

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

Geregeltes Handhabungssystem zum zuverlässigen und energieeffizienten Handling textiler Kohlenstofffaserzuschnitte

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

Numerische Beschreibung von Wechselwirkungen zwischen Zerspanprozess und Maschine am Beispiel Räumen

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourcen-effizienter 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 Unsicher-
heit 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 anforderungsrechte Gestaltung von Pouchzellen-Verpackungen

Band 229

Dr.-Ing. Florian Baumann

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

Band 230

Dr.-Ing. Tom Stähr

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

Band 231

Dr.-Ing. Jan Schwennen

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

Band 232

Dr.-Ing. Sven Coutandin

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

Band 233

Dr.-Ing. Christoph Liebrecht

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

Band 234

Dr.-Ing. Stefan Treber

Transparenzsteigerung in Produktionsnetzwerken
Verbesserung des Störungsmanagements durch verstärkten Informationsaustausch

Band 235

Dr.-Ing. Marius Dackweiler

Modellierung des Fügewickelprozesses zur Herstellung von leichten Fachwerkstrukturen

Band 236

Dr.-Ing. Fabio Echsler Minguillon

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

Band 237

Dr.-Ing. Sebastian Haag

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

Band 238

Dr.-Ing. Raphael Wagner

Strategien zur funktionsorientierten Qualitätsregelung in der Serienproduktion

Band 239

Dr.-Ing. Christopher Ehrmann

Ausfallfrüherkennung von Ritzel-Zahnstangen- Trieben mittels Acoustic Emission

Band 240

Dr.-Ing. Janna Hofmann

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

Band 241

Dr.-Ing. Andreas Kuhnle

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

Band 242

Dr.-Ing. Andreas Greiber

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

Band 243

Dr.-Ing. Jan Niclas Eschner

**Entwicklung einer akustischen Prozessüberwachung zur
Porenbestimmung im Laserstrahlschmelzen**

Band 244

Dr.-Ing. Sven Roth

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

Band 245

Dr.-Ing. Sina Kathrin Peukert

Robustheitssteigerung in Produktionsnetzwerken mithilfe eines integrierten Störungsmanagements

Band 246

Dr.-Ing. Alexander Jacob

Hochiterative Technologieplanung

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

Band 247

Dr.-Ing. Patrick Moll

Ressourceneffiziente Herstellung von Langfaser-Preforms im Faserblasverfahren

Band 248

Dr.-Ing. Eric Thore Segebade

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

Band 249

Dr.-Ing. Shun Yang

Regionalized implementation strategy of smart automation within assembly systems in China

Band 250

Dr.-Ing. Constantin Carl Hofmann

Vorausschauende und reaktive Mehrzieloptimierung für die Produktionssteuerung einer Matrixproduktion

Band 251

Dr.-Ing. Paul Ruhland

Prozesskette zur Herstellung von hybriden Faser-Metall-Preforms

Modellbildung und Optimierung des Binderauftrags und der Drapierung für stabförmige Bauteile

Band 252

Dr.-Ing. Leonard Schild

Erzeugung und Verwendung von Anwendungswissen in der industriellen Computertomographie

Band 253

Dr.-Ing. Benedikt Klee

Analyse von Phaseninformationen in Videodaten zur Identifikation von Schwingungen in Werkzeugmaschinen

Band 254

Dr.-Ing. Bruno Vargas

Wälzschälern mit kleinen Achskreuzwinkeln

Prozessgrenzen und Umsetzbarkeit

Band 255

Dr.-Ing. Lucas Bretz

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

Band 256

Dr.-Ing. Bastian Rothaupt

Dämpfung von Bauteilschwingungen durch einstellbare Werkstückdirektspannung mit Hydrodehnspanntechnik

Band 257

Dr.-Ing. Daniel Kupzik

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

Band 258

Dr.-Ing. Bastian Verhaelen

(De-)Zentralisierung von Entscheidungen in globalen Produktionsnetzwerken
Strategie- und komplexitätsorientierte Gestaltung der Entscheidungsautonomie

Band 259

Dr.-Ing. Hannes Wilhelm Weinmann

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

Band 260

Dr.-Ing. Florian Stamer

Dynamische Lieferzeit-Preisgestaltung in variantenreicher Produktion

Ein adaptiver Ansatz mithilfe von Reinforcement Learning

Band 261

Dr.-Ing. Patrick Neuenfeldt

Modellbildung des Tauchgleitschleifens zur Abtrag- und Topografievorhersage an komplexen Geometrien

Band 262

Dr.-Ing. Boris Matuschka

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

Band 263

Dr.-Ing. Tobias Schlagenhauf

Bildbasierte Quantifizierung und Prognose des Verschleißes an Kugelgewindetriebspindeln

Ein Beitrag zur Zustandsüberwachung von Kugelgewindetrieben mittels Methoden des maschinellen Lernens

Band 264

Dr.-Ing. Benedict Stampfer

Entwicklung eines multimodalen Prozessmodells zur Oberflächenkonditionierung beim Außenlängsdrehen von 42CrMo4

Band 265

Dr.-Ing. Carmen Maria Krahe

KI-gestützte produktionsgerechte Produktentwicklung

Automatisierte Wissensextraktion aus vorhandenen Produktgenerationen

Band 266

Dr.-Ing. Markus Netzer

Intelligente Anomalieerkennung für hochflexible Produktionsmaschinen

Prozessüberwachung in der Brownfield Produktion

Band 267

Dr.-Ing. Simon Raphael Merz

Analyse der Kinematik und Kinetik von Planetenwälzgewindetrieben

Band 268

Dr.-Ing. Rainer Maria Silbernagel

Funktionsorientierte Qualitätsregelung in Produktionsnetzwerken

Qualitätsmanagement in der Produktion hochpräziser Produkte durch netzwerkweite Datenintegration

Band 269

Dr.-Ing. Jonas Nieschlag

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

Band 270

Dr.-Ing. Lukas Matthias Weiser

In-Process Porositätserkennung für den PBF-LB/M-Prozess

Band 271

Dr.-Ing. Leonard Vincent Overbeck

Digital Twins of production systems

Automated validation and update of material flow simulation models with real data

Band 272

Dr.-Ing. Felix Klenk

Transparenzsteigerung in der Rückführungslogistik zur Verbesserung der Materialbedarfsplanung für das Remanufacturing

Band 273

Dr.-Ing. Benjamin Bold

Kompensation der Wrinkle-Bildung beim Kalandrieren von Lithium-Ionen-Kathoden

Vom Prozessverständnis des Kalandrierens bis zur Prozessoptimierung mittels Anti-Wrinkle-Modul

Band 274

Dr.-Ing. Daniel Gauder

Adaptive in-line Qualitätsregelung in der Mikro-Verzahnungsfertigung

Band 275

Dr.-Ing. Fabian Sasse

Ontologie-basierte Entscheidungsunterstützung für die Auswahl von Messsystemen in unreifen Produktionsprozessen

Band 276

Dr.-Ing. Jonas Hillenbrand

Unsupervised Condition-Monitoring für Kugelgewindetriebe mittels Acoustic Emission

Band 277

Dr.-Ing. Manuela Neuenfeldt

Untersuchung des Einflusses der PBF-LB-Stellgrößen auf die zerspanende Bearbeitung additiv gefertigter Stahlbauteile

Band 278

Dr.-Ing. Marvin Carl May

Intelligent production control for time-constrained complex job shops

Band 279

Dr.-Ing. Philipp Gönninger

Automatisierte Bereitstellung von Maschinensteuerungsdaten in Brownfield-Produktionssystemen

Ein Beitrag zur Digitalisierung von Bestandsanlagen am Beispiel von Werkzeugmaschinen

Band 280

Dr.-Ing. Markus Schäfer

Kollisionsvermeidung für Endeffektoren mit integriertem LiDAR-System in der MRK

Ein Beitrag zur Mensch-Roboter-Kollaboration

Band 281

Dr.-Ing. Oliver Brützel

Decision Support System for the Optimisation of Global Production Networks

Development of a Digital Twin for Product Allocation and Robust Line Configuration

Band 282

Dr.-Ing. Gregor Graf

Qualifizierung der Legierung FeNiCoMoVTiAl im LPBF-Prozess unter Verwendung einer Doppellaser-Belichtungsstrategie

Band 283

Dr.-Ing. Maximilian Torsten Halwas

Kompaktwickelprozess zur Erhöhung der Performance von Statoren elektrischer Traktionsantriebe

Band 284

Dr.-Ing. Magnus Kandler

Menschzentriertes Implementierungsvorgehen für das Digitale Shopfloor Management - Förderung der Selbstorganisation unter Berücksichtigung der Mitarbeiterakzeptanz

Band 285

Dr.-Ing. Michael Baranowski

Additive Herstellung endlosfaserverstärkter Kunststoffbauteile mit dem Laser-Sinterprozess

Maschinentechnik, Prozessentwicklung und -modellierung

Band 286

Dr.-Ing. Tobias Storz

Flexibel automatisierte Assemblierung von Li-Ionen-Pouchzellen

Agile Anlagentechnik für die Prozesskette Stapelbildung, Kontaktierung und Heißsiegeln

Band 287

Dr.-Ing. Nikolas Sven Matkovic

Additive Individualization of Continuous-Discontinuous Reinforced Thermoplastics

Band 288

Dr.-Ing. Marco Wurster

Planung und Steuerung agiler hybrider Demontagesysteme im Remanufacturing

Band 289

Dr.-Ing. Felix Johannes Wirth

Prozessgeregelte Formgebung von Hairpin-Steckspulen für elektrische Traktionsmotoren

