UMFORMTECHNIK
UTS
SIEGEN

Forschungsberichte des
Lehrstuhls für Umformtechnik
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Bernd Engel (Hrsg.)

Bernd Engel (Hrsg.)

Datengestützte Umformtechnik: Künstliche Intelligenz zwischen Prozesswissen, Regelung und Produktionsrealität

Tagungsband zum 7. Biegeforum Siegen

05. – 10. März 2026

universi
UNIVERSITÄTSVERLAG SIEGEN

BIEGENINSIEGEN

Datengestützte Umformtechnik: Künstliche Intelligenz zwischen Prozesswissen, Regelung und Produktionsrealität

7. Biegeforum Siegen

05. - 10.03.2026, Lehrstuhl für Umformtechnik Siegen

Tagungsband

universi
UNIVERSITÄTSVERLAG SIEGEN

Forschungsberichte des Lehrstuhls für Umformtechnik
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Bernd Engel (Hrsg.)

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte Daten sind im Internet abrufbar über: **http://dnb.dnb.de**

Impressum

Druck und Bindung:
UniPrint, Universität Siegen

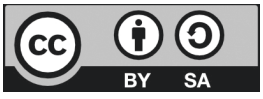
Gedruckt auf alterungsbeständigem holz- und säurefreiem Papier

Siegen 2026: univers*i* – Universitätsverlag Siegen
www.uni-siegen.de/universi

ISBN 978-3-96182-237-9
ISSN 2191-0030

doi.org/10.25819/ubsi/10982

Die Publikation erscheint unter der
Creative Commons Lizenz CC-BY-SA



Inhaltsverzeichnis

Transformation im Mittelstand: Warum Künstliche Intelligenz allein keine Produktionsstrategie ist 1

Nutzung der Dornkraft zur Bestimmung der Welligkeit von Vierkantrohren 7

Bedeutung der Maschinensteifigkeit für die Auslegung von Formspannbacken beim Rotationszugbiegen 17

Boridische Oberflächen für die Umformung 27

Berechnung der Zustellkurven für Freiformbiegeprozesse mit einem inversen FE-Modell 35

Beeinflussung der Umformzone durch segmentierte Niederhalter beim inkrementellen Profilbiegen 49

Untersuchung der Werkstoffeigenschaften von kohlefaserverstärkten Rohrprofilen 61

Experimentelle Untersuchung zum Einfluss linearer und nicht-linearer Anfahrstrategien beim Freiformbiegen 77

Entwicklung und Evaluierung von Strategien zur Inline-Prozessregelung beim Freiformbiegen 87

In-Prozess Verstellung von Werkzeugsegmenten bei Biegeverfahren 93

Transformation des Profilbiegeprozesses: Flexibilisierung durch synthetische Daten und maschinelles Lernen 107

Numerische Analyse des Rotationszugbiegens runder und quadratischer Rohre .. 123

Entscheidungsfindung zur Rekonfiguration von Umformwerkzeugen mit Künstlicher Intelligenz 131

TubeBEND: A Real-World Dataset for Geometry Prediction in Rotary Draw Bending 139

A Conceptual Process Architecture for the Digital Integration of Tube Fabrication in Mechanical and Plant Engineering 151

Enabling scalable and flexible production through digital twin-based robot–machine commissioning 167

Human Assistance System Supporting Forming Machine Reconfiguration 177

Mit freundlicher Unterstützung von

Kontakt:
Lehrstuhl für Umformtechnik
Breite Straße 11
57076 Siegen
Telefon: 0271740-4404
E-Mail: uts-sekretariat@uni-siegen.de
Web: https://protech.mb.uni-siegen.de/uts

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 1 – 6
https://doi.org/10.25819/ubsi/10983

Transformation im Mittelstand: Warum Künstliche Intelligenz allein keine Produktionsstrategie ist

Bernd Engel[1a*]

[1]Lehrstuhl für Umformtechnik Siegen, Universität Siegen, Breite Straße 11, 57076 Siegen

[a]Bernd.Engel@uni-siegen.de

Keywords: Industrie 4.0, Künstliche Intelligenz, Umformtechnik, Produktionssysteme, datengetriebene Fertigung, Mittelstand

Abstract. Künstliche Intelligenz (KI) gilt derzeit als zentrale Schlüsseltechnologie für die digitale Transformation industrieller Produktionssysteme. Insbesondere im Kontext von Industrie 4.0 werden datengetriebene Methoden als wesentliche Grundlage zukünftiger Produktionsstrategien diskutiert. Gleichzeitig zeigen praktische Implementierungen in der industriellen Fertigung – insbesondere im mittelständisch geprägten Umfeld der metallverarbeitenden Industrie – häufig eine geringere Wirkung als prognostiziert. Der vorliegende Beitrag argumentiert, dass diese Diskrepanz weniger aus algorithmischen Limitierungen resultiert als vielmehr aus strukturellen Eigenschaften realer Produktionssysteme. Am Beispiel der Umformtechnik wird gezeigt, dass KI-basierte Methoden nur dann substanzielle Effekte entfalten können, wenn sie auf stabilen Prozessstrukturen, standardisierten Werkzeugen und konsistenten Datensystemen aufbauen. KI ist daher nicht primär als Softwarelösung zu verstehen, sondern als Bestandteil eines umfassenden Produktionssystemprojekts. In diesem Zusammenhang wird zudem die Rolle des deutschen Produktionsmodells diskutiert, dessen Stärke in der Kombination aus qualifizierter Facharbeit und prozessphysikalischem Verständnis liegt.

Einführung

Die industrielle Produktion befindet sich seit mehreren Jahren in einer Phase tiefgreifender technologischer Transformation. Insbesondere im Kontext von Industrie 4.0 wird die zunehmende Digitalisierung von Produktionssystemen als zentrale Voraussetzung für zukünftige Wettbewerbsfähigkeit betrachtet [1]. Dabei spielt der Einsatz datengetriebener Methoden und insbesondere von Verfahren der Künstlichen Intelligenz eine immer wichtigere Rolle.

In vielen strategischen Publikationen wird KI als ein zentraler Hebel zur Steigerung der Produktivität und Flexibilität industrieller Systeme dargestellt. Prognosen sprechen von signifikanten Effizienzsteigerungen durch datenbasierte Prozessoptimierung, vorausschauende Wartung oder adaptive Prozessregelung [2]. Diese Perspektive hat sowohl die Forschungslandschaft als auch industrielle Innovationsprogramme stark geprägt. Gleichzeitig zeigt die industrielle Praxis – insbesondere in mittelständisch geprägten Branchen – ein deutlich differenzierteres Bild. Viele Unternehmen berichten von Schwierigkeiten bei der Implementierung datengetriebener Produktionssysteme, obwohl entsprechende Algorithmen und Softwarelösungen grundsätzlich verfügbar sind. Diese Diskrepanz verweist auf eine grundlegende strukturelle Frage:

In welchem Verhältnis stehen digitale Modelle und reale Produktionssysteme zueinander?

Eine weitere Frage führt zum Hintergrund der Transformation, der wesentlich in den Megatrends zu suchen ist. Für die Umformtechnik bzw. die Fertigungstechnik führt die Individualisierung von der Massenproduktion zur individuellen Produktion [3], [4]. Dieser Wandel fordert eine Transformation hin zur Flexibilität, Agilität und Skalierbarkeit. Gerade in der metallverarbeitenden Industrie und insbesondere in der Umformtechnik wird deutlich, dass Produktionsprozesse primär durch physikalische Wechselwirkungen bestimmt werden.

Materialverhalten, Werkzeuggeometrie, Reibungszustände und elastische Rückfederung bestimmen maßgeblich die Stabilität und Reproduzierbarkeit von Prozessen [5]. Erschwerend ergibt sich, dass bestehende Produktionsprozesse im Bereich der Zulieferindustrie aus den Anforderungen einer Massenproduktion ergeben haben und folglich in der Transformation diese Prozesse neu gestaltet werden müssen mit dem Fokus auf „Erstes Bauteil ist Gutteil“, radikale Reduktion von Werkzeugen, neue Rüstsysteme mit (halb) automatischer Rekonfiguration sowie neue oder erweiterte flexible Fertigungsverfahren.

Digitale Modelle können diese Zusammenhänge beschreiben und teilweise prognostizieren. Sie können jedoch physikalische Instabilitäten nicht ersetzen. Vor diesem Hintergrund verfolgt der vorliegende Beitrag die These, dass die Transformation der Produktionssysteme eine Voraussetzung für den erfolgreichen Einsatz von KI darstellt – nicht umgekehrt.

Wissenschaftliche Perspektiven auf Produktionswissen

Die Produktionstechnik ist traditionell durch eine enge Verbindung zwischen theoretischer Modellbildung und praktischer Erfahrungswissenschaft geprägt. Bereits in der klassischen Wissenschaftssystematik unterscheidet Aristoteles zwischen theoretischem Wissen (episteme), praktischem Wissen (phronesis) und herstellendem Wissen (poiesis) [6]. Diese Unterscheidung lässt sich in der Produktionstechnik klar nachvollziehen. Theoretisches Wissen manifestiert sich beispielsweise in der mathematischen Beschreibung plastischer Verformungsprozesse oder in numerischen Simulationsverfahren der Umformtechnik. Praktisches Wissen zeigt sich in der Fähigkeit, Prozesse unter realen Produktionsbedingungen stabil zu betreiben und Grenzbereiche sicher zu beurteilen. Herstellendes Wissen schließlich bezieht sich auf das konkrete Hervorbringen funktionaler Bauteile.

In der Umformtechnik bildet diese Verbindung von Theorie und Praxis eine zentrale Grundlage der Prozessentwicklung. Plastische Verformungsprozesse werden durch komplexe nichtlineare Zusammenhänge zwischen Werkstoffverhalten, Geometrie und Prozessparametern bestimmt [7]. Numerische Simulationen – etwa auf Basis der Finite-Elemente-Methode – ermöglichen zwar eine detaillierte Analyse dieser Prozesse, ersetzen jedoch nicht die experimentelle Validierung und praktische Erfahrung [8], [9], [10].

Die Integration von KI in Produktionsprozesse erweitert dieses Spannungsfeld um eine weitere Dimension. Datenbasierte Modelle ermöglichen neue Formen der Prozessanalyse und -prognose. Gleichzeitig entstehen jedoch neue Herausforderungen hinsichtlich der Interpretierbarkeit von Modellen, der Qualität der Trainingsdaten und der Robustheit gegenüber Prozessvariationen [11], [12], [13]. Insbesondere in physikalisch geprägten Produktionsprozessen stellt sich daher die Frage:

> *Wie können datengetriebene Modelle sinnvoll mit bestehendem prozessphysikalischem Wissen kombiniert werden?*

Forschungsdynamik und industrielle Praxis in der Umformtechnik

Die aktuelle Forschungslandschaft im Bereich der Umformtechnik zeigt eine zunehmende Integration digitaler Methoden. Themen wie datengetriebene Prozessregelung, digitale Zwillinge und KI-basierte Qualitätsprognosen stehen im Mittelpunkt zahlreicher Forschungsprojekte [14]. Beispielsweise werden adaptive Regelungssysteme untersucht, die Prozessparameter während der Produktion kontinuierlich anpassen, um Schwankungen im Materialverhalten oder Werkzeugverschleiß zu kompensieren. Ebenso werden datenbasierte Modelle entwickelt, um Bauteilqualitäten bereits während des Umformprozesses vorherzusagen. Diese Entwicklungen zeigen ein erhebliches Potenzial für zukünftige Produktionssysteme. Gleichzeitig ist festzustellen, dass viele dieser Konzepte bislang nur begrenzt in industriellen Serienprozessen implementiert sind.

Ein wesentlicher Grund hierfür liegt in der strukturellen Komplexität realer Produktionsumgebungen. Produktionsanlagen bestehen häufig aus Maschinen unterschiedlicher Generationen, die über heterogene Steuerungsarchitekturen verfügen.

Sensorik wurde teilweise nachgerüstet und ist nicht immer vollständig in übergeordnete Datensysteme integriert. Hinzu kommt, dass viele Produktionsprozesse über lange Zeiträume optimiert wurden und auf einem hohen Niveau praktischer Prozessstabilität operieren. In solchen Systemen können zusätzliche digitale Optimierungsschritte nur begrenzte Effekte entfalten, wenn die zugrunde liegenden Prozessparameter bereits nahe am physikalisch möglichen Optimum liegen. Darüber hinaus spielt das implizite Erfahrungswissen der Mitarbeiter eine zentrale Rolle. In vielen Umformprozessen werden Veränderungen im Werkzeugzustand oder im Materialverhalten nicht ausschließlich über Messsysteme erkannt, sondern auch über visuelle und akustische Beobachtungen sowie über langjährige Erfahrung. Diese Form des Erfahrungswissens ist für datengetriebene Systeme schwer zugänglich, stellt jedoch eine zentrale Stärke vieler mittelständischer Produktionssysteme dar.

Systemische Voraussetzungen datengetriebener Produktionssysteme

Der erfolgreiche Einsatz von KI in der Produktion hängt entscheidend von der Struktur des zugrunde liegenden Systems ab. Insbesondere in der Umformtechnik zeigt sich, dass datengetriebene Methoden nur dann substanzielle Verbesserungen ermöglichen, wenn Produktionsprozesse systematisch erfasst und strukturiert beschrieben sind. Eine zentrale Rolle spielt dabei die Maschinenebene. Viele Umformmaschinen sind mechanisch äußerst robust und können über Jahrzehnte präzise arbeiten. Aus digitaler Perspektive sind sie jedoch häufig nur begrenzt integriert. Standardisierte Schnittstellen, kontinuierliche Datenerfassung und Echtzeitkommunikation sind in älteren Anlagen oft nicht vollständig vorhanden.

Für datengetriebene Methoden ist jedoch eine kontinuierliche Rückkopplung zwischen Prozesszuständen und Qualitätsergebnissen erforderlich. Ohne diese Rückkopplung können lernende Systeme keine belastbaren Modelle entwickeln. Auch die Werkzeugebene stellt eine zentrale Herausforderung dar. Werkzeuge bestimmen maßgeblich den Materialfluss und damit die resultierende Bauteilgeometrie. Gleichzeitig werden Werkzeugzustände häufig nur indirekt erfasst, etwa über Standzeiten oder Sichtprüfungen. Für datengetriebene Prognosen wäre jedoch eine systematische Beschreibung von Werkzeuggeometrien, Verschleißzuständen und tribologischen Eigenschaften erforderlich. Entsprechende Ansätze werden zunehmend in der Forschung untersucht, etwa im Zusammenhang mit digitalen Zwillingen von Umformwerkzeugen [15]. Schließlich spielt auch die Prozessebene eine entscheidende Rolle. Viele Produktionsprozesse werden traditionell durch heuristische Anpassungen optimiert. Für datenbasierte Methoden ist jedoch eine strukturierte Versuchsplanung erforderlich, beispielsweise im Sinne statistischer Versuchsplanung [16].

Erst wenn Maschine, Werkzeug und Prozess in dieser Weise strukturiert beschrieben sind, können datengetriebene Modelle zu einem integralen Bestandteil der Produktionssteuerung werden. Aber selbst dann steht deren Integration nicht an erster Stelle. An erster Stelle muss die Prozesseignung und hier insbesondere die Fertigungstechnik für kleinere bis mittlere Stückzahlen implementiert sein. Es wird keinen Erfolg haben, beispielsweise die klassische Blechteilefertigung durch Folgeverbund mit einem datengetriebenen Modell zu optimieren. Als Substitution der Folgeverbundfertigung liefert beispielsweise das 3D-Schwenkbiegen [17] sämtliche Faktoren für eine flexible Fertigung:

- Verfahrensbedingte Stellglieder (Überbiegewinkel, Anpressdruck)
- Reduktion Werkzeugwirkflächen
- Fertigzuschnitt mit Verschachtelungsoptimierung

Die Kombination aus erweiterter, teils neuer flexibler Fertigungstechnik und Handhabungstechnik in Verbindung mit der dann notwendigen Digitalisierung entscheidet über Sensorik und Einsatz von KI. Im genannten Beispiel wird Prozessregelung bei Ziel Losgröße 1 notwendig sein, die aber nicht für eine KI auf der Basis historischer Bauteildaten bezogen werden kann. Sollte man beabsichtigen, die Prozessregelung mit KI durchführen zu wollen, dann muss man sich systemisch mit dem Mechanismus Faltenbildung beschäftigen, hierzu bauteilunabhängige Größen finden und diese sensorisch erfassen und einem KI-

Algorithmus zur Verfügung stellen. Sehr ähnliche Ansätze gibt es auch bei der Regelung von Rotationszugbiegevorgängen zur Vermeidung der Faltenbildung [18].

Die Realität im Mittelstand besteht darin, dass das Überschreiten von Prozessgrenzen durch erfahrene Einrichter verhindert oder durch Eingriff in den Prozess korrigiert wird. Prozesswissen ist oft implizit – getragen von erfahrenen Einrichtern. Zu Fehlern führende Änderungen beispielsweise bei der Änderung von Tribosystemen oder Werkzeugverschleiß werden im System „gespürt, gehört, beobachtet“ – aber selten systematisch parametrisiert. Das ist kein Rückstand. Das ist ein auf Menschen basierendes Produktionssystem, welches über Jahrzehnte optimiert und vorangetrieben wurde. Es ist in Bezug auf Prozessstablität ein erfolgreiches System – es ist eine historisch gewachsene Kompetenzstruktur.

Die Herausforderung besteht nun, diese Struktur durch KI gewinnbringend zu ändern. KI benötigt explizite Struktur. Sie benötigt reproduzierbare, standardisierte, konsistente Daten. Hierin liegt die eigentliche Herausforderung.

Produktionsmodelle im internationalen Wettbewerb

Die strukturellen Voraussetzungen für datengetriebene Produktionssysteme sind eng mit den jeweiligen industriellen Produktionsmodellen verbunden. Das deutsche Produktionssystem zeichnet sich traditionell durch eine hohe Qualifikationsstruktur aus, die insbesondere durch das duale Ausbildungssystem geprägt ist [19].

Diese Struktur führt zu einer vergleichsweise hohen Durchdringung der Industrie mit formal qualifizierten Facharbeitern, Meistern und Technikern. Diese Qualifikationen ermöglichen es Unternehmen, komplexe Produktionsprozesse kontinuierlich zu überwachen und zu optimieren. Im internationalen Vergleich folgen Produktionssysteme häufig anderen Logiken. In vielen Niedriglohnländern ist Produktion stärker arbeitsintensiv organisiert oder stärker automatisiert, um geringere Qualifikationsniveaus zu kompensieren. Deutschland kann daher im internationalen Wettbewerb nur begrenzt über Kosten konkurrieren. Hohe Lohnkosten und Energiepreise erzwingen vielmehr eine Strategie technologischer Differenzierung. In diesem Kontext kann KI eine wichtige Rolle spielen. Ihr Potenzial liegt insbesondere in der Stabilisierung komplexer Prozesse, in der Reduktion von Ausschuss sowie in der Kompensation von Materialstreuungen.

Entscheidend ist jedoch, dass diese Technologien auf stabilen prozessphysikalischen Grundlagen aufbauen. Die Kombination aus qualifizierten Facharbeitern und datengetriebener Prozessanalyse bietet hier ein erhebliches Differenzierungspotenzial. In Konsequenz müssen nicht nur technische, sondern soziotechnische Systeme in Betracht gezogen werden.

Schlussfolgerungen

Die aktuelle Diskussion über Künstliche Intelligenz in der industriellen Produktion wird häufig von hohen technologischen Erwartungen geprägt. In vielen Darstellungen erscheint KI als universelle Lösung zur Optimierung industrieller Prozesse. Eine systemische Analyse zeigt jedoch, dass der Erfolg von KI-Anwendungen in der Produktion wesentlich von strukturellen Voraussetzungen des Produktionssystems abhängt. Stabile Prozesse, standardisierte Werkzeuge und konsistente Datensysteme bilden die Grundlage für datengetriebene Optimierung.

Wenn jedoch die Stabilisierung von Prozessen durch erfahrene und ausgebildete Mitarbeiter geschieht, darf ein mit KI aufgesetztes System im Sinne der Flexibilität und der Agilität nicht auf den Menschen verzichten. Vielmehr empfiehlt sich ein assistierendes System durch KI. Insbesondere im industriellen Mittelstand ist daher weniger die Einführung einzelner KI-Anwendungen entscheidend als vielmehr die schrittweise Transformation der Produktionsarchitektur.

Die zentrale Schlussfolgerung dieses Beitrags lautet daher: KI ist keine Produktionsstrategie. Sie kann ihre Wirkung nur in Produktionssystemen entfalten, die strukturell auf datengetriebene Methoden vorbereitet sind. Gerade im deutschen

Produktionsmodell eröffnet die Kombination aus qualifizierten Facharbeitern und datenbasierter Prozessanalyse erhebliche Chancen für eine nachhaltige technologische Differenzierung.

Literaturverzeichnis

[1] H. Kagermann, „Wahlster W. Helbig J.(2013)“, Umsetzungsempfehlungen Für Zukunftsprojekt Ind., Bd. 4.

[2] E. Brynjolfsson und A. McAfee, The Second Machine Age: Work Progress And Prosperity In A Time Of Brilliant Technologies. W. W. Norton & Company, 2014.

[3] M. Schiller, P. Frohn-Sörensen, und B. Engel, „3D-Swivel-Bending—A Flexible and Scalable Forming Technology“, in NUMISHEET 2022, K. Inal, J. Levesque, M. Worswick, und C. Butcher, Hrsg., Cham: Springer International Publishing, 2022, S. 125–139. doi: 10.1007/978-3-031-06212-4_12.

[4] P. Frohn-Sörensen, B. Mašek, M. F.-X. Wagner, K. Rubešová, O. Khalaj, und B. Engel, „Flexible manufacturing chain with integrated incremental bending and Q-P heat treatment for on-demand production of AHSS safety parts“, J. Mater. Process. Technol., Bd. 275, S. 116312, Jan. 2020, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2019.116312.

[5] T. Altan und A. E. Tekkaya, Sheet Metal Forming: Processes and Applications. ASM International, 2012.

[6] Aristoteles, Nikomachische Ethik. Felix Meiner Verlag, 1985.

[7] W. F. Hosford und R. M. Caddell, Metal Forming: Mechanics and Metallurgy. Cambridge University Press, 2011.

[8] T. Altan und V. Vazquez, „Numerical Process Simulation for Tool and Process Design in Bulk Metal Forming“, CIRP Ann., Bd. 45, Nr. 2, S. 599–615, Jan. 1996, doi: 10.1016/S0007-8506(07)60514-9.

[9] J. Yanagimoto, D. Banabic, M. Banu, und L. Madej, „Simulation of metal forming – Visualization of invisible phenomena in the digital era“, CIRP Ann., Bd. 71, Nr. 2, S. 599–622, Jan. 2022, doi: 10.1016/j.cirp.2022.05.007.

[10] A. E. Tekkaya, „A guide for validation of FE-simulations in bulk metal forming“, Arab. J. Sci. Eng., Bd. 30, Nr. 1, S. 113–136, 2005.

[11] I. Goodfellow, Y. Bengio, und A. Courville, Deep Learning. in Adaptive Computation and Machine Learning series. Cambridge, MA, USA: MIT Press, 2016.

[12] A. Yazdani, J. Knoche, B. Engel, und K. V. Laerhoven, „Tube geometry prediction in rotary draw bending process using Random Forest regression“, - Autom., Bd. 73, Nr. 4, S. 223–231, Apr. 2025, doi: 10.1515/auto-2024-0131.

[13] D. Gelbich u. a., „Towards hybrid and explainable data-driven models for forming processes: addressing the gap between simulation, process data, and model validation“, 14. Januar 2026, Research Square. doi: 10.21203/rs.3.rs-8589495/v1.

[14] H. Hagenah u. a., „4.0 in metal forming – questions and challenges“, Procedia CIRP, Bd. 79, S. 649–654, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.procir.2019.02.055.

[15] A. E. Tekkaya u. a., „Metal forming beyond shaping: Predicting and setting product properties“, CIRP Ann., Bd. 64, Nr. 2, S. 629–653, Jan. 2015, doi: 10.1016/j.cirp.2015.05.001.

[16] D. Montgomery, Design and Analysis of Experiments, 10. Aufl. 2017.

[17] M. Schiller und B. Engel, „3D-swivel-bending (SB3)“, Procedia CIRP, Bd. 112, S. 406–411, Jan. 2022, doi: 10.1016/j.procir.2022.09.028.

[18] L. Borchmann, C. Heftrich, J. Knoche, M. Schiller, und B. Engel, „Control of material flow using measuring methods for wrinkle and crack detection during rotary draw bending“, Procedia CIRP, Bd. 118, S. 857–862, Jan. 2023, doi: 10.1016/j.procir.2023.06.147.

[19] D. Euler, Germany’s dual vocational training system: a model for other countries? Bertelsmann Stiftung Gütersloh, 2013.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 7 – 15
https://doi.org/10.25819/ubsi/10984

Nutzung der Dornkraft zur Bestimmung der Welligkeit von Vierkantrohren

Thomas Spörer[1,a *], Viktor Böhm[1,b] ,Jeremias Tschannerl[1,c] und Wolfram Volk[1,d]

[1] Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen, Technische Universität München, Walther-Meißner-Straße 4, 85748 Garching

[a]thomas.spoerer@tum.de, [b]viktor.boehm@tum.de, [c]jeremias.tschannerl@tum.de, [d]wolfram.volk@tum.de

Keywords: Freiformbiegen, Faltenbildung, Kraftmessdose, Dornstange, Vierkantprofile

Abstract. Das Freiformbiegen ermöglicht die Herstellung komplexer, frei im Raum verlaufender Biegegeometrien aus unterschiedlichen Ausgangswerkstücken. Aufgrund der hohen Freiheitsgrade des Verfahrens können jedoch signifikante Abweichungen von der Sollgeometrie sowie Oberflächendefekte auftreten. Insbesondere Vierkantrohre zeigen bei kleinen Biegeradien eine ausgeprägte Neigung zur Faltenbildung. Eine prozessnahe Beurteilung der Bauteilqualität kann durch die Erfassung charakteristischer Prozesskräfte unterstützt werden, beispielsweise der Vorschubkraft an der Schubstange oder der Kraft in der Dornstange. In der vorliegenden Arbeit wurde eine piezoelektrische Kraftmessdose in die Dornstange integriert, um die Dornkraft während des Umformprozesses aufzuzeichnen. Ziel ist es, einen Zusammenhang zwischen dem Kraftverlauf und der im Bauteil auftretenden Welligkeit bzw. Faltenausprägung herzustellen. Die Ergebnisse zeigen, dass die Analyse des Kraftsignals die Bestimmung der Bauteilwelligkeit ermöglicht und somit als Kriterium zur Bewertung von Bauteilfehlern herangezogen werden kann.

Einführung

Die Fertigung komplexer Bauteile mit beliebiger 3D-Biegetrajektorie stellt weiterhin eine Herausforderung dar, da für viele Anwendungsfälle kein etabliertes Standardumformverfahren existiert. Gleichzeitig steigen insbesondere in der Automobilindustrie die Anforderungen an Leichtbaukonstruktionen sowie an die Verarbeitung hochfester Werkstoffe. Damit verbunden sind zunehmend komplexe Geometrien, die robust und wirtschaftlich in Serie herstellbar sein müssen.

Vor diesem Hintergrund gewinnt das Freiformbiegen an Bedeutung, da mit einem einzigen Werkzeugsatz eine große geometrische Variabilität realisierbar ist. Als kinematikbasiertes Verfahren bietet es zudem Freiheitsgrade, um geometrische Abweichungen zu kompensieren, die beispielsweise durch Chargenschwankungen im Halbzeugmaterial entstehen können. Durch seine vielen Freiheitsgrade können sich jedoch auch Abweichungen von der Zielgeometrie sowie Oberflächendefekte manifestieren, die nicht immer kompensiert werden können. Letztere treten insbesondere bei rechteckigen Profilen als Falten auf. [1]

Ziel dieser Arbeit ist es, mithilfe der während des Umformens gemessenen Dornkraft die im Bauteil vorliegenden Falten zu bestimmen und die Robustheit dieses Messansatzes zu bewerten. Hierzu werden zunächst die relevanten Grundlagen und der Stand der Technik zusammengefasst. Anschließend werden Versuchsaufbau, Messkette und Versuchsplan beschrieben. Abschließend werden die Ergebnisse dargestellt und hinsichtlich ihres Potenzials für eine prozessbegleitende Qualitätsbewertung diskutiert.

Stand der Technik

Das Freiformbiegeverfahren mit seinen sechs frei beweglichen Achsen ermöglicht die Verarbeitung von Rohren und Profilen mit hoher geometrischer Variabilität [2]. Ein wesentlicher Vorteil besteht darin, dass unterschiedliche Bauteilgeometrien mit identischem Querschnitt ohne Werkzeugwechsel gefertigt werden können, wodurch sich ein erhebliches Kosteneinsparpotenzial ergibt [3].

Die Prozesskomplexität ist jedoch hoch, da das Biegeergebnis von zahlreichen Einflussgrößen abhängt, insbesondere von Halbzeugeigenschaften sowie Prozess- und Werkzeugparametern. Ein zentrales Qualitätsrisiko beim Biegen von Vierkantprofilen ist die Faltenbildung auf der Innenseite der Biegung. Nach VDI 3431 sind Falten als wellenförmige Abweichungen der Profilkontur von der idealen Kontur definiert [4]. Falten entstehen, wenn die auf dem Innenbogen wirkenden Druckspannungen eine kritische Stauchgrenze überschreiten und dadurch lokale Instabilitäten hervorrufen. Die Umformenergie wird dann in Falten überführt. [5]

Engel und Mathes (2013) untersuchten die Einflüsse auf die Entstehung von Falten und wie diese vermindert werden können. So beeinflussen sowohl das Werkstück, das Werkzeug, die Umformmaschine als auch die Prozessregelung die Entstehung von Falten [6].
Werner und Guo spezialisierten diese Untersuchung auf die Freiformbiegetechnik und stellten fest, dass die Faltenbildung beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize auch vom Werkzeugabstand abhängt. Weiterhin hängt die Faltenbildung beim Freiformbiegen vom Werkzeugtyp, der Werkzeuggeometrie sowie der Reibung zwischen Werkzeugen und Profil ab. [1,7]

Rechteckprofile beulen unter Biegung meist früher lokal aus als Rundrohre, da die Querschnittsgeometrie die Spannungsabtragung wesentlich beeinflusst. Beim Rundrohr werden die Druckspannungen in der Biegedruckzone umlaufend und vergleichsweise gleichmäßig über den Umfang verteilt; die gekrümmte, geschlossene Form erzeugt eine ausgeprägte Schalentragwirkung und erhöht damit die Lokalstabilität. Bei Rechteckprofilen konzentrieren sich die Druckspannungen stärker in den ebenen, schlanken Wandfeldern, die als Platten unter Druck anfälliger für Faltenbildung sind, sodass lokales Plattenbeulen bzw. Einfalten früher einsetzt.[8]

Borchmann et al. untersuchten bereits beim Rotationszugbiegen von Rundrohren, ob mithilfe einer Kraftmessdose an der Dornstange sowie weiterer Kraftmessdosen und Lasersensoren Falten am Rohr detektiert werden können. Hierbei stellte man fest, dass eine Faltendetektion in Kombination mit den verschiedenen Sensoren möglich ist. [9]

Für die Erfassung der im Prozess wirkenden Kräfte werden piezoelektrische Kraftsensoren der KISTLER Group eingesetzt. Piezoelektrische Messsysteme zeichnen sich insbesondere durch hohe Messgenauigkeit und ausgezeichnete Reproduzierbarkeit, auch unter dynamischen Belastungsbedingungen, aus. Die Messung beruht auf dem piezoelektrischen Effekt: Durch das Anlegen einer äußeren Kraft F entstehen mechanische Spannungen und Verformungen in den im Sensor integrierten dielektrischen Werkstoffen, wodurch eine elektrische Ladung Q generiert wird. Diese Ladung ist proportional zur wirkenden Kraft, wobei das Verhältnis von Q zu F die Sensitivität des Sensors beschreibt. [10]

Versuchsaufbau

Die Versuche wurden auf einer am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) verfügbaren 6-Achs-Freiformbiegeanlage der Firma J. Neu durchgeführt. Die Anlage umfasst eine Umformmatrize, ein Gegenlager („Eisenschwein“) sowie einen innenliegenden Dorn zur Querschnittsstabilisierung. Der Dorn ist über eine Dornstange mit einem Dornlager verbunden, das maschinenseitig außerhalb des Bauteilbereichs angeordnet ist. Wie in Abbildung 1 dargestellt ist.

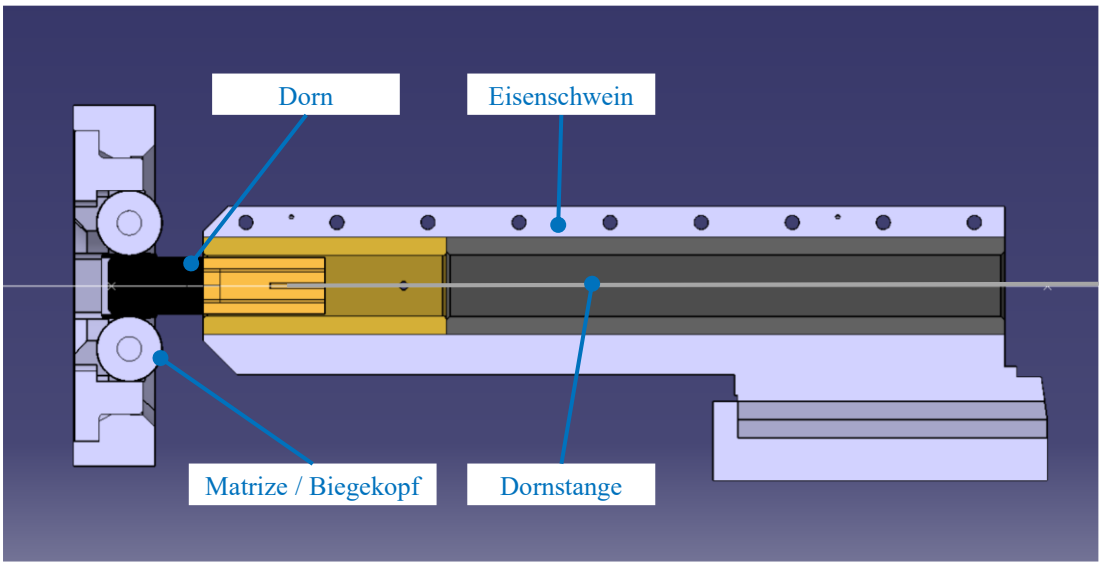


Abbildung 1: Aufbau der Umformmatrize mit Gegenlager und Dorn

Zur Messung der Dornkraft wurde zwischen Dornlager und dem Anschluss der Dornstange eine piezoelektrische Kraftmessdose (KISTLER 9361A) integriert, wie in Abbildung 2 zu sehen ist. Die Position wurde so gewählt, dass Kollisionen zwischen Bauteil und Sensor ausgeschlossen sind. Die Kraftmessdose wurde mechanisch mittels zweier Adapter eingebunden und mittels Kunststoffisolierungen elektrisch entkoppelt, um Messsignalverfälschungen durch Potenzialunterschiede zu minimieren. Da die Kraftmessdose im Krafthauptschluss angeordnet ist, kann sie ohne zusätzliche Sensitivitätskalibrierung betrieben werden. Der Messbereich beträgt bis zu 60 kN.

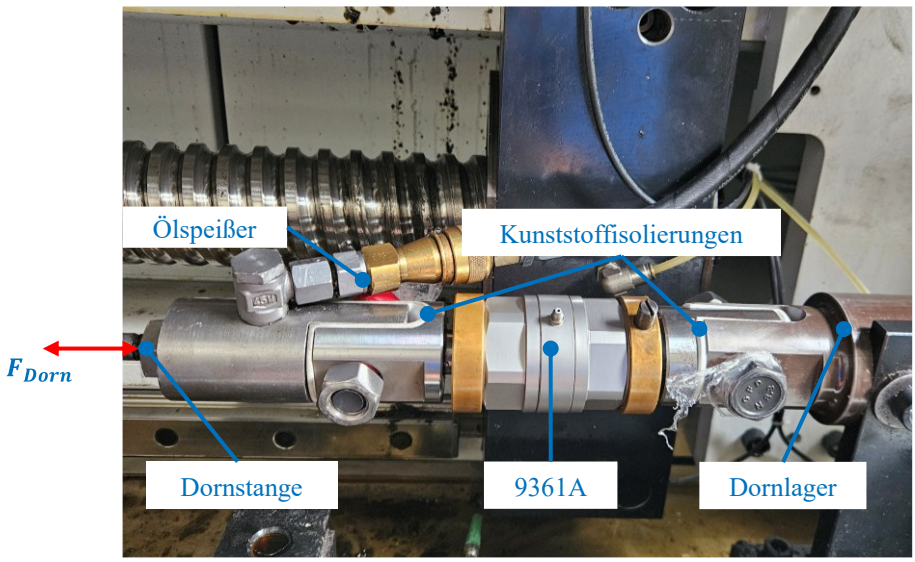


Abbildung 2: Einbau der Kraftmessdose im Krafthauptfluss

Zur Auswertung der von der Kraftmessdose abgegebenen Ladung ist ein Ladungsverstärker erforderlich. Die vom Sensor erzeugte Ladung wurde über einen Ladungsverstärker in ein

Spannungssignal umgewandelt. Hierfür wurden Sensitivität und Messbereich kanalbezogen am Verstärker parametriert. Die Parametrierung erfolgte über eine RS232-Schnittstelle und die Software ManuWare (KISTLER). Die Aufzeichnung der Kraftsignale erfolgte mit LabVIEW. Die Messfrequenz betrug bei den Versuchen 20 Hz.

Untersucht wurden Vierkantprofile mit den Maßen 50 × 40 × 2 mm aus S235JR. Die Versuchsproben wurde alle aus derselben Materialcharge genommen, um eine bessere Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Um den Einfluss des Biegeradius auf die Faltenbildung und das Kraftsignal zu analysieren, wurden Biegeversuche mit variierenden Radien bei konstantem Biegewinkel durchgeführt. Der Biegewinkel wurde auf 45° festgelegt, um die Vergleichbarkeit sicherzustellen; bei konstantem Winkel verändert der Radius primär die Bogenlänge und damit die Umformdauer.

Tabelle 1: Umformversuche

Tabelle Bezeichnung	Biegeradius	Biegewinkel
R200_T45_V…	200mm	45°
R250_T45_V…	250mm	45°
R300_T45_V…	300mm	45°
R500_T45_V…	500mm	45°
R600_T45_V…	600mm	45°
R800_T45_V…	800mm	45°

Die untersuchten Zielradien (Maschinensollwerte) umfassten 200, 250, 300, 500, 600 und 800 mm. Die Probenbezeichnungen entsprechen dem Schema Rxxx_T45_V… (Radius/Winkel/Versuchsindex), wie in Tabelle 1 aufgelistet ist. Für die Auswertung wurden immer drei Proben verwendet.

Versuchsergebnisse und der Interpretation

Die Tabelle 1 zeigt, dass verschiedene Radien mit demselben Winkel gebogen wurden. Die in der Tabelle aufgeführten Radien entsprechen denjenigen Radien, die gemäß der Eingabe der Maschine erreicht werden sollen. Eine Messung dieser Größe wurde nicht explizit durchgeführt.

In Abbildung 3 sind die verschiedenen umgeformten Geometrien dargestellt. Die umgeformten Geometrien zeigen bei kleinen Radien (R200 bis R300) eine deutliche Faltenbildung in der Umformzone. Mit zunehmendem Radius (R500 bis R800) nimmt die Faltenausprägung ab und ist teilweise nur noch schwach oder nicht mehr sichtbar. Bei allen Bauteilen ist eine markante Kante im Bereich der initialen Matrizenbewegung erkennbar (im Folgenden als „Anhaukante“ bezeichnet).

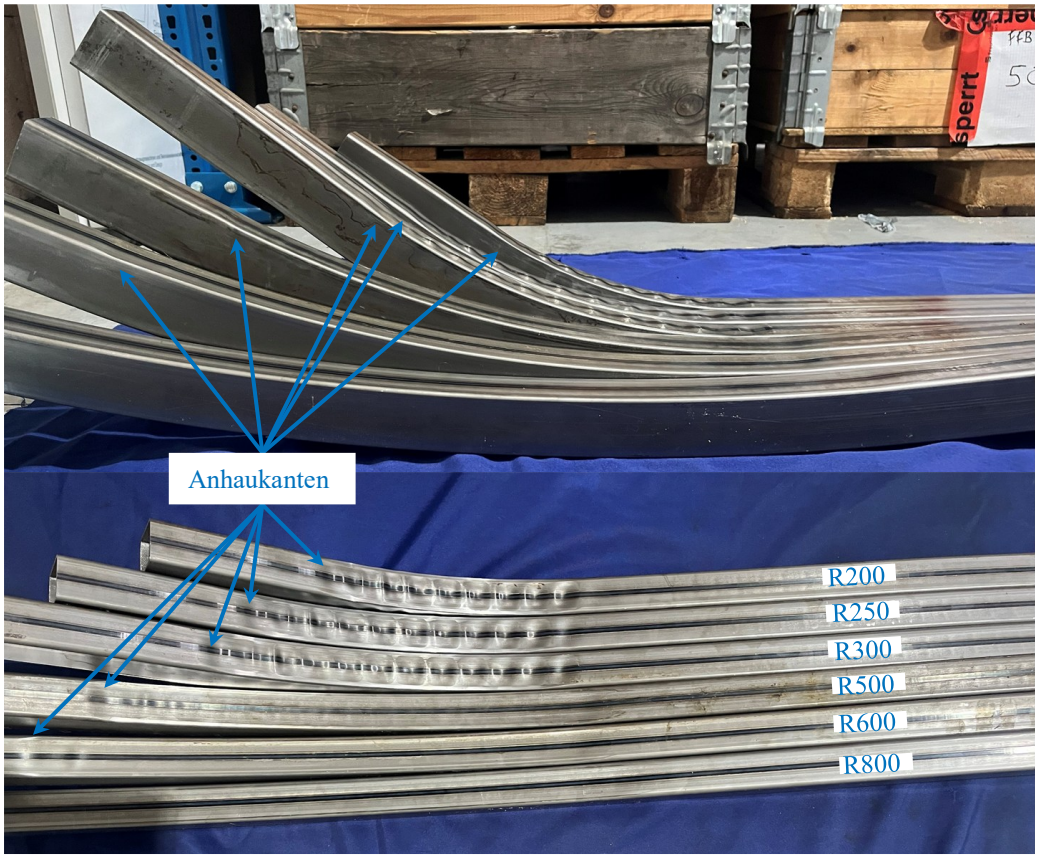


Abbildung 3: Umgeformte Realbauteile mit den verschiedenen erprobten Radien und 45°-Winkel

Die Darstellung der Kräfteverläufe der verschiedenen umgeformten Bauteile ist in Abbildung 4 zu sehen. Aus dem Kräfteverlauf lassen sich verschiedene Eigenschaften ableiten. Die aufgezeichneten Dornkraftverläufe weisen pro Radius eine hohe Reproduzierbarkeit auf, was sich an der engen Übereinstimmung zwischen wiederholten Versuchen zeigt. Zudem nimmt die Umformdauer mit zunehmendem Radius zu. Dieser Zusammenhang ist plausibel, da bei konstantem Winkel die Bogenlänge und damit die erforderliche Umformzeit mit dem Radius steigen.

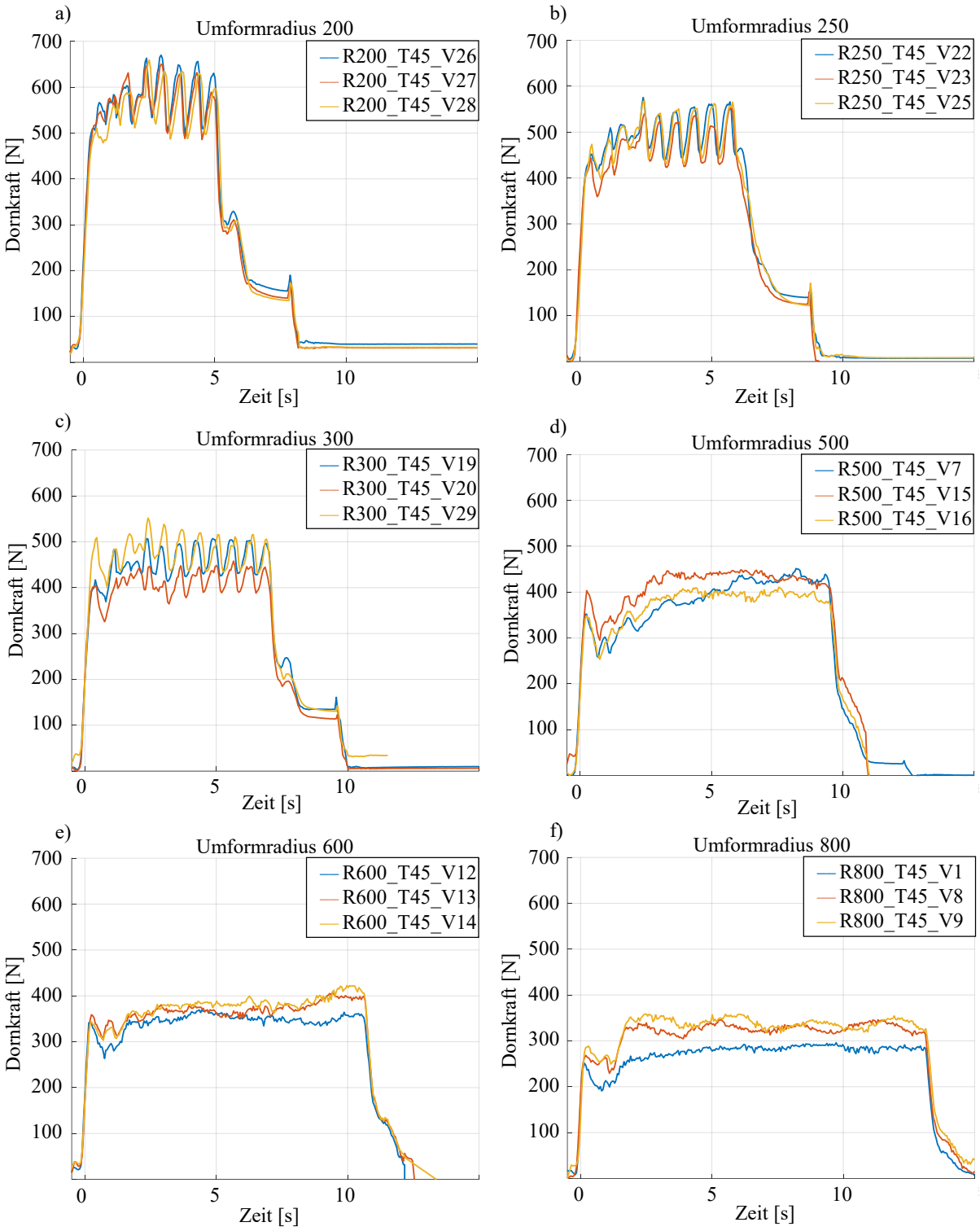


Abbildung 4: Kräfteverlauf der einzelnen Umformradien: a) 200 mm; b) 250 mm; c) 300 mm; d) 500 mm; e) 600 mm; f) 800 mm

Eine weitere Erkenntnis ist, dass durch eine Verkleinerung des Radius eine deutliche, kontinuierliche Zunahme der Dornkraft zu beobachten ist. Die Abbildung 5 zeigt die jeweils gemittelte Dornkraft aller drei Umformungen aus Abbildung 4 gegenüber dem Umformradius. Mit abnehmendem Biegeradius nimmt die mittlere Dornkraft deutlich zu. Für den Radius von 200 mm wurde eine mittlere Dornkraft von ca. 550 N ermittelt; bei 250 mm lag sie bei ca. 480 N und bei 300 mm bei ca. 450 N. Für größere Radien reduzierten sich die Mittelwerte weiter (R500: ca. 408 N; R600: ca. 385 N und R800: ca. 320 N). Der Trend weist auf einen

nichtlinearen (annähernd hyperbolischen) Zusammenhang hin, sodass bei weiterer Radiusreduktion ein überproportionaler Kraftanstieg zu erwarten ist. Aus dem allgemeinen Verlauf der einzelnen Kraftkurven in Abbildung 4 lässt sich eine weitere Erkenntnis ableiten.

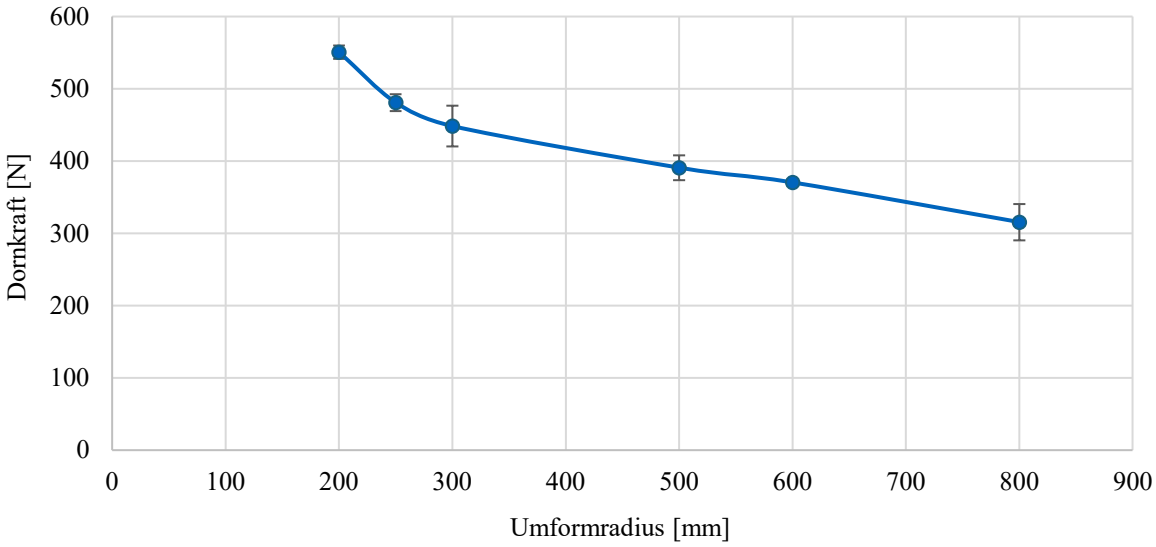


Abbildung 5: Gemittelte Kraftverlauf der einzelnen Umformungen gegenüber dem Umformradius

In allen Kraftsignalen ist zu Beginn ein charakteristischer Peak mit anschließendem Abfall und erneutem Anstieg erkennbar. Dieser Effekt wird auf die initiale Auslenkung der Matrize zurückgeführt: Durch den Abstand zwischen Matrize und Gegenlager kann sich das Profil zunächst in negativer Umformrichtung undefiniert vorbiegen, wenn die Matrize auslenkt und das Werkstück die erste Geometrieveränderung annimmt. Gelangt dieser Bereich in die Matrize, sinkt die Dornkraft, da ein Teil der Biegung bereits vorweggenommen wurde. Diese Prozessphase korreliert mit der am Bauteil sichtbaren Anhaukante.

Nach dieser initialen Phase unterscheiden sich die Kraftverläufe in Abhängigkeit vom Radius deutlich. Bei großen Radien wie dem R800, wie in Abbildung 4 im Diagramm f) zu sehen ist, ist ein weitgehend konstanter Kraftverlauf mit geringen Schwankungen zu beobachten. Mit abnehmendem Radius nehmen die Schwankungen zu. Ab dem Diagramm c), in dem der Umformradius von 300 mm zu sehen ist, zeigt sich ein ausgeprägter wellenförmiger Verlauf, dessen Amplitude bei einem Umformradius von 200 mm am größten ist.

In Abbildung 6 ist die Höhe der gemittelten Amplitude der drei Umformungen je Umformradius dargestellt. Man erkennt deutlich einen Sprung zwischen den größeren Radien von 500 mm bis 800 mm und den kleineren Radien von 200 mm bis 300 mm. Während die Amplitude bei den großen Radien auf einem relativ gleichmäßigen Plateau liegt, steigt sie bei den kleineren Radien immer stärker an. Vergleicht man das Kraftsignal mit den realen Proben in Abbildung 3, erkennt man, dass die Ausprägung der Faltenbildung bei immer kleineren Umformradien zunimmt.

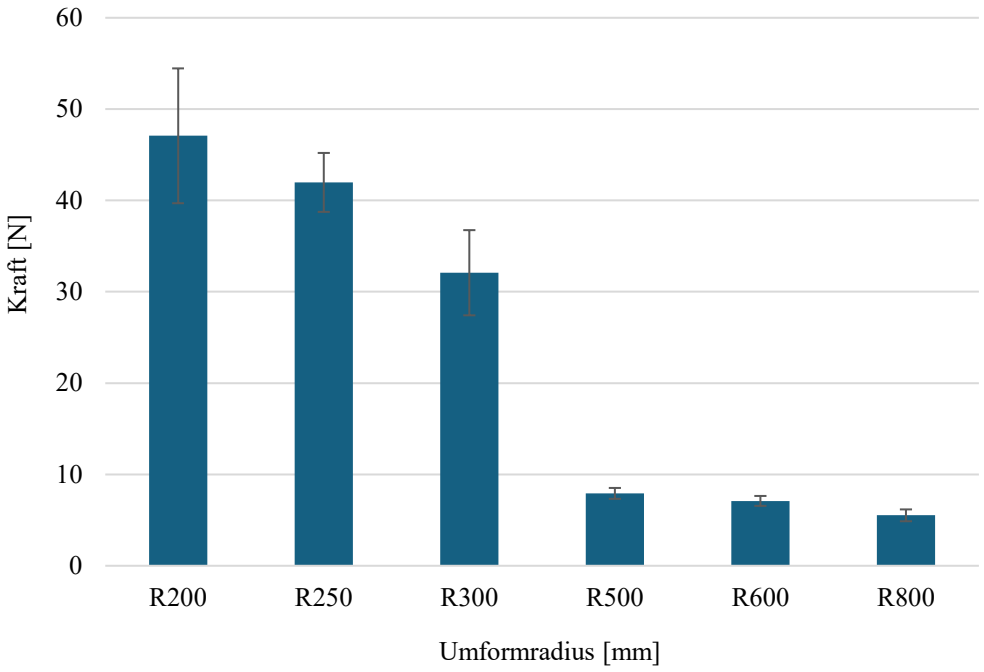


Abbildung 6: Gemittelte Amplitude der einzelnen Umformungen gegenüber dem Umformradius

Je größer die Amplitude ist, desto stärker ist die Faltenbildung. Mechanisch lässt sich dies dadurch erklären, dass Falten zu alternierenden Materialerhöhungen und -vertiefungen führen. Beim Vorschub des Bauteils über den Dorn erhöhen Materialvertiefungen lokal den Kontakt- bzw. Reibzustand und damit die erforderliche Dornkraft. Materialerhöhungen begünstigen hingegen ein leichteres Gleiten, wodurch die gemessene Kraft abfällt. Dieser periodische Wechsel führt zu einem wellenförmigen Kraftsignal, dessen Amplitude mit der Faltentiefe zunimmt.

Zu berücksichtigen ist, dass die Dornkraft nicht ausschließlich von Falten beeinflusst wird. Weitere Stör- bzw. Einflussgrößen sind unter anderem lokale Wanddickenvariationen, Schweißnahtlagen, Oberflächenzustände (z. B. Korrosion) sowie Schmierzustände. Dies erklärt die geringen Kraftschwankungen auch bei großen Radien, bei denen sich visuell keine Falten erkennen lassen.

Fazit und Ausblick

Die Ergebnisse zeigen, dass die Messung der Dornkraft während des Freiformbiegens zur Detektion und quantitativen Beschreibung der Faltenbildung in Vierkantprofilen geeignet ist. Insbesondere bei kleinen Biegeradien mit ausgeprägter Faltenbildung zeigt sich ein deutliches wellenförmiges Kraftsignal, das im konkreten Zusammenhang mit der Faltbildung am Bauteil liegen kann, was jedoch noch explizit nachzuweisen ist. Damit bietet die Dornkraftmessung Potenzial für eine prozessbegleitende Qualitätsbewertung sowie gegebenenfalls für eine Gut-und-Ausschuss-Klassifikation anhand definierter Grenzwerte.

Für eine robuste industrielle Anwendung ist jedoch die Trennung faltenspezifischer Signalanteile von störgrößenbedingten Schwankungen erforderlich. Zukünftige Arbeiten sollten daher:

(i) den Einfluss von Schmierung, Schweißnahtposition und Halbzeugstreuungen auf die gemessenen Dornkräfte systematisch quantifizieren

(ii) eine genaue Untersuchung durchführen, in der der explizite Zusammenhang zwischen der Größe und der Anzahl der Falten sowie dem gemessenen Kraftsignal erarbeitet wird.

Literaturverzeichnis

[1] M. K. Werner, L. Scandola, D. Maier und W. Volk, "Freeform Bending Tool Design for Rectangular Profiles and Its Influence on the Process," Journal of Manufacturing Science and Engineering, Jg. 145, Nr. 10, 2023, Art. Nr. 101009, doi: 10.1115/1.4062811.

[2] A. Ismail, D. Maier, S. Stebner, W. Volk, S. Münstermann und B. Lohmann, "A Structure for the Control of Geometry and Properties of a Freeform Bending Process," IFAC-PapersOnLine, Jg. 54, Nr. 11, S. 115–120, 2021, doi: 10.1016/j.ifacol.2021.10.060.

[3] D. Maier et al., "The influence of freeform bending process parameters on residual stresses for steel tubes," Advances in Industrial and Manufacturing Engineering, Jg. 2, S. 100047, 2021, doi: 10.1016/j.aime.2021.100047.

[4] Biegen von Profilen, 3431, Verein Deutscher Ingenieure e. V., Berlin, Aug. 2016.

[5] D. Vipavc, "Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen," FAU University Press, 2019.

[6] B. Engel und C. Mathes, Erweiterung der Prozessfähigkeit des Rotationszugbiegens durch ein alternatives Faltenglätterkonzept: Ergebnisse eines Vorhabens der industriellen Gemeinschaftsforschung (EFB-Forschungsbericht Nr. 378). Hannover: Europäische Forschungsges. für Blechverarbeitung (EFB), 2013.

[7] X. Guo et al., "Free-bending process characteristics and forming process design of copper tubular components," Int J Adv Manuf Technol, Jg. 96, 9-12, S. 3585–3601, 2018, doi: 10.1007/s00170-018-1788-1.

[8] L. C. Zhang und T. X. Yu, "An investigation of the brazier effect of a cylindrical tube under pure elastic-plastic bending," International Journal of Pressure Vessels and Piping, Jg. 30, Nr. 2, S. 77–86, 1987, doi: 10.1016/0308-0161(87)90101-3.

[9] L. Borchmann, P. Frohn-Sörensen und B. Engel, "In situ detection and control of wrinkle formation during rotary draw bending," Procedia Manufacturing, Jg. 50, S. 589–596, 2020, doi: 10.1016/j.promfg.2020.08.106.

[10] KISTLER GROUP. "Kraftsensoren Transparente Fertigungsprozesse sichern Qualität und reduzieren Kosten. (2025)." Zugriff am: 22. Januar 2026. [Online.] Verfügbar: https://kistler.cdn.celum.cloud/SAPCommerce_

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 17 – 26
https://doi.org/10.25819/ubsi/10985

Bedeutung der Maschinensteifigkeit für die Auslegung von Formspannbacken beim Rotationszugbiegen

Jonas Knoche[1, a *], Christopher Kuhnhen[1, b], Nadine Wurm[1, c], Daniel Nebeling[1, d] und Bernd Engel[1, e]

[1]Lehrstuhl für Umformtechnik, Universität Siegen, Breite Straße 11, 57076 Siegen, Deutschland

[a]jonas.knoche@uni-siegen.de, [b]christopher.kuhnhen@uni-siegen.de, [c]nadine.wurm@uni-siegen.de, [d]daniel.nebeling@uni-siegen.de, [e]bernd.engel@uni-siegen.de

Keywords: Rotationszugbiegen, Maschinensteifigkeit, Bauteilqualität, Formbiegung

Abstract. Formspannbacken werden beim Rotationszugbiegen erforderlich, wenn der Abstand zwischen zwei aufeinanderfolgenden Biegungen kleiner ist als die prozessbedingt notwendige Klemmlänge. Ihre Wirkflächen müssen dabei die Geometrie der vorherigen Biegung teilweise oder vollständig aufnehmen. In der Praxis weicht die reale Biegegeometrie häufig von der CAD-Geometrie ab, sodass letztere nur eingeschränkt zur Auslegung der Wirkflächen herangezogen werden kann. Diese Abweichungen entstehen, weil deterministische und stochastische Einflussgrößen des Prozesses bei der Konstruktion unberücksichtigt bleiben. Eine der dominierenden deterministischen Einflussgrößen ist die Steifigkeit der Biegemaschine, welche die Positionen und Ausrichtungen der Werkzeugelemente unter Last bestimmt. Eine Literaturrecherche zeigt die Sensitivität des Rotationszugbiegens gegenüber einer Verlagerung der Werkzeuge. Anhand des Maschinenaufbaus einer Biegemaschine gemäß VDI 3432 werden die Maschinenkomponenten einer Biegemaschine identifiziert, die maßgeblich die Verlagerung ausgewählter Werkzeugelemente beeinflussen. Die Verlagerungen der identifizierten Maschinenkomponenten unter Last werden mit dem optischen Messsystem Zeiss Aramis mittels prozessnaher Lastfälle vermessen.

Einleitung

Das Rotationszugbiegen (RZB) ist ein Biegeverfahren für die Herstellung von dünnwandigen Rohren mit kleinen Radien. Für die Einleitung des Biegemomentes muss eine prozessbedingte Zugkraft kraftschlüssig übertragen werden. Nach Hinkel hängt diese von der Biegeaufgabe (Wanddickenfaktor, Biegefaktor), der Kinematik des Gegenhalters, der Transportkinematik, der Anzahl der Dornglieder sowie der Tribologie ab. Abhängig davon, ob eine Klemmlänge oder ein Reibkoeffizient gegeben sind, müssen ein minimaler Reibkoeffizient oder eine minimale Klemmlänge gewährleistet werden [1].

Ausgehend von einer geforderten Bauteilgeometrie kann der Abstand zwischen zwei aufeinanderfolgende Biegungen die minimale Klemmlänge unterschreiten. In diesem Fall werden nach Miller Formspannbacken erforderlich. Wesentliches Merkmal von Formspannbacken ist, dass sie einen Teil oder die gesamte der Geometrie des vorherigen Bogens in ihrer Wirkfläche aufnehmen müssen. Oftmals wird für die Auslegung der Werkzeugwirkfläche einer Formspannbacke die CAD-Geometrie des Bauteils verwendet. Da die CAD-Geometrie nicht die deterministischen und stochastischen Einflussgrößen des RZB-Prozesses berücksichtigt, kommt es zu Abweichungen. Diese Abweichungen müssen während dem Einfahren des Werkzeuges mittels manueller Nacharbeit iterativ kompensiert werden [2].

Finite-Element (FE) Simulationen bieten die Möglichkeit deterministische Einflussgrößen zu modellieren. Zu den wesentlichen Einflussgrößen gehören die Materialeigenschaften des Halbzeuges, die initiale Ausrichtung der Werkzeuge, die Werkzeuggeometrien, die Werkzeugbewegungen, die Reibung zwischen den Werkzeugen und dem Rohr sowie die

Maschinensteifigkeit. Die Maschinensteifigkeit bestimmt die Verlagerung der Werkzeuge unter Last während dem Prozess.

Stand der Technik

Nach der VDI 3430 kann die Geometrie eines Biegebauteils anhand von sieben diskreten Merkmalen beschrieben werden. Dabei entsprechen die Merkmale Faltenbildung am Innenbogen und Rissbildung am Außenbogen den Verfahrensgrenzen des RZB. Laut Yazdani et al. sind für die Auslegung von Formspannbacken vor allem die Merkmale Faltenbildung, Querschnittsdeformation, Einfall und Rückfederung relevant, da sie die Geometrie im Bogenbereich einer Biegung beschreiben [3].

Engel und Mathes zeigen, dass die Positionierung und Ausrichtung des Faltenglätters relativ zur Biegeform einen großen Einfluss auf die Faltenbildung hat. Eine Verlagerung um 0,2 mm in Querrichtung, eine Anstellung um 0,2 ° sowie eine Verlagerung um 1,0 mm in axialer Richtung führen zu einer signifikanten Faltenbildung [4].

Die Sensitivitätsanalyse von Borchmann et al. zeigt unter anderem, dass die Zustellung des Gegenhalters in Querrichtung einen großen Einfluss auf die Faltenbildung am Innenbogen hat. Die Querzustellung des Gegenhalters wurde in einem Bereich zwischen 0 mm und 0,8 mm variiert. Die Variation erfolgte in 0,2 mm Schritten, wobei der Gegenhalter sukzessiv vom Rohr entfernt wurde. Zwischen zwei Schritten kam es zu einer deutlichen Zunahme der Faltenbildung [5].

Der Dorn überträgt die durch den Gegenhalter eingebrachte Querkraft auf den Faltenglätter. Je nachdem welche Art von Dorn verwendet wird, ragt dieser bis in den gebogenen Bereich des Rohres hinein und stützt so den Querschnitt des Rohres bis über die Übergangsebene hinaus [2]. Safdarian untersuchte in seiner Studie den Einfluss der Dornposition in axialer Richtung sowie der Anzahl der Dornglieder auf die Faltenbildung und Querschnittsdeformation. Durch eine höhere Anzahl an Dorngliedern ragt der Gliederdorn zunehmend in den Bogenbereich hinein, was eine geringere Querschnittsdeformation zur Folge hat. Je näher das vordere Ende des Dornschaftes der Übergangsebene ist, desto geringer ist die Faltenbildung [6]. Kajikawa et al. zeigen in ihrer Studie, dass die Verlagerung eines Stummeldornes um Zehntelmillimeter bereits Einfluss auf die Querschnittsdeformation hat [7].

Engel et al. zeigen, dass eine endliche Maschinensteifigkeit die Hauptursache für die Werkzeugverlagerungen im Prozess ist. Beim Freiformbiegen sorgt insbesondere die Verlagerung der Umformrolle für Abweichungen beim resultierenden Biegeradius [8]. Borchmann et al. untersuchten den Einfluss der Maschinensteifigkeit auf die Faltenbildung beim RZB. Mittels Bewegungsmessungen unter Last wurde die Steifigkeit einer Biegemaschine ermittelt. Zur Evaluierung des Einflusses auf die Faltenbildung wurde in Simulationen die Steifigkeit um Größenordnungen variiert. Die Modellierung der Steifigkeit erfolgte durch Federsteifigkeiten an den Werkzeugelementen. Die Faltenbildung nimmt zu, wenn die Maschinensteifigkeit abnimmt [9].

Systemanalyse “Biegemaschine”

Für das RZB werden nach VDI 3430 zehn Maschinenachsen benötigt [10]. Sie sind für die koordinierte Bewegung der für das RZB erforderlichen Werkzeugelemente verantwortlich. Abhängig von der Biegeaufgabe, dem Einsatzgebiet und der Antriebsart, ergeben sich unterschiedliche Aufbauten für Biegemaschinen. Einige grundlegende Maschinen-komponenten werden in der VDI 3432 beschrieben [11].

Die im Rahmen dieser Veröffentlichung betrachtete Biegemaschine RBV 35 der WAFIOS AG, Reutlingen, verfügt über zehn weggesteuerte Maschinenachsen. Der grundlegende Aufbau der RBV 35 ist in Anlehnung an VDI 3432 in Abbildung 1 dargestellt. Er besteht im Wesentlichen aus dem Maschinengrundkörper, der Positioniereinheit, der Gegenhalterquer-zustellung und dem Biegekopf bestehend aus Höhenverstellung, Biegearm und Spannachse.

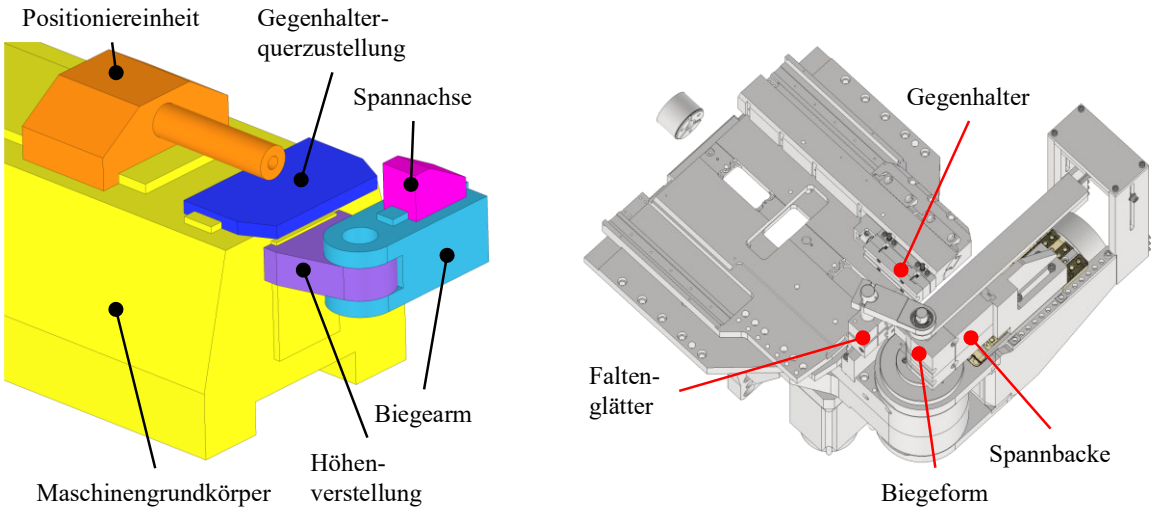


Abbildung 1: Maschinenkomponenten der RBV 35 in Anlehnung an die Maschinenkomponenten gemäß VDI 3432 (links) und Werkzeugaufbau (rechts)

Für die Verlagerung der Werkzeugelemente unter Last sind neben der inhärenten Nachgiebigkeit der verbundenen Maschinenkomponenten auch die Nachgiebigkeit der Schnittstellen zwischen den Maschinenkomponenten von Bedeutung. Vor diesem Hintergrund müssen für die Modellierung der Werkzeugverlagerungen die entsprechenden Maschinenkomponenten sowie etwaige kinematische Ketten identifiziert werden.

Die Biegeform bildet das zentrale Werkzeugelement beim RZB. Die weiteren Werkzeugelemente werden an ihr ausgerichtet sowie deren Bewegungen mit ihrer Drehung koordiniert. Die Biegeform sitzt auf dem Biegearm. Der Biegearm ist über die Höhenverstellung mit dem Maschinengrundkörper verbunden. Für die Klemmung des Rohres stützt sich die Klemmbacke mit der Spannachse auf der Biegeform ab. Die Verlagerung der Biegeform ist damit die Summe aus einer Verlagerung relativ zum Biegearm infolge einer Querkraft durch die Spannachse sowie der Verlagerung der Höhenverstellung.

Der Faltenglätter stützt sich an seinem vorderen Ende an der Biegeform ab und ist über die Faltenglättersäule mit der Höhenverstellung verbunden. Über das Rohr und den Dorn wird der Faltenglätter mit einer Querkraft infolge einer Querzustellung des Gegenhalters belastet. Diese hat eine Verlagerung der Höhenverstellung zur Folge.

Der Gegenhalter ist mit der Gegenhalterquerzustellung verbunden und kann bei der betrachteten Biegemaschine zudem in Rohrlängsrichtung verfahren werden. Die Gegenhalterquerzustellung ist direkt mit dem Maschinengrundkörper verbunden. Durch die Querzustellung des Gegenhalters wird eine Querkraft eingebracht, die über das Rohr und den Dorn auf den Faltenglätter und die Biegeform übertragen wird. Die Folge ist eine Verlagerung des Faltenglätters und der Biegeform sowie der Maschinenkomponente Höhenverstellung. Gleichzeitig kommt es zu einer Verlagerung der Gegenhalterhalterquerzustellung in Folge der Reaktionskraft auf die eingebrachte Querkraft.

Unter Berücksichtigung der im Stand der Technik aufgeführten Arbeiten, werden bei der Bewegungsmessung unter Last die Verlagerungen der Maschinenkomponenten Höhenverstellung und Gegenhalterquerverstellung betrachtet.

Bewegungsmessung unter Last

Für die Bewegungsmessung unter Last kommt das optische Messsystem ARAMIS 12M SRX der Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig, zum Einsatz. Anhand von uncodierten Referenzpunktmarken können die dreidimensionalen Bewegungen einzelner Maschinenkomponenten und Werkzeugelemente erfasst werden. Für die Erfassung der wirkenden Kräfte, wird ein sensorischer Gegenhalter verwendet, der mit zwei Kraftmessdosen

vom Typ C9B der Hottinger Brüel & Kjaer GmbH, Darmstadt, ausgestattet ist, siehe Abbildung 2. Die Kraftmessdosen haben eine Kapazität von jeweils 20 kN. Die Kraftmessdosen sind über einen Messverstärker vom Typ HBM MGC der Hottinger Brüel & Kjaer GmbH, Darmstadt, mit dem Controller des ARAMIS 12M SRX verbunden. Dies ermöglicht eine synchronisierte Erfassung der wirkenden Kräfte und resultierenden Verlagerungen.

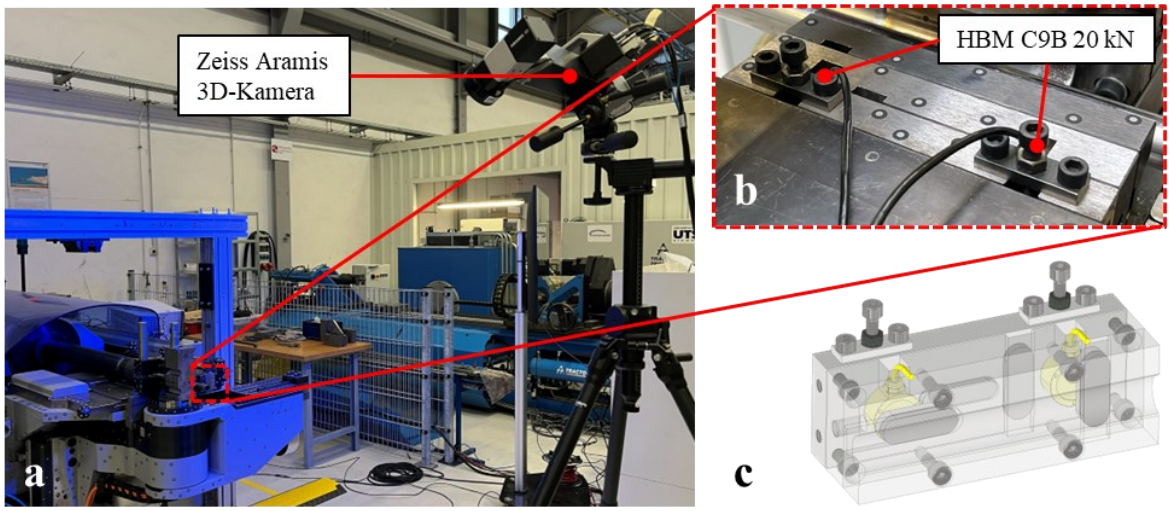


Abbildung 2: (a) Versuchsaufbau mit Zeiss Aramis 3D-Kamera, (b) Detailaufnahme des sensorischen Gegenhalters und (c) Konstruktion des sensorischen Gegenhalters inkl. Kraftmessdosen (gelb)

Die Bewegungsmessungen an den Maschinenkomponenten Höhenverstellung und Gegenhalterquerverstellung werden in zwei getrennten Lastfällen durchgeführt. Beim Lastfall „Höhenverstellung“ erfolgt die Krafteinleitung durch das Anfahren des Gegenhalters auf die Höhenverstellung. Die resultierende Gegenhalterquerkraft wird über ein eingespanntes Rohr und den Dorn auf die Biegeform und den Faltenglätter übertragen. Da die Zustellung des Gegenhalters in Querrichtung begrenzt ist, erfolgt eine Lasterhöhung durch ein sukzessives Unterlegen des Gegenhalters.

Beim Lastfall „Gegenhalterquerverstellung“ erfolgt die Krafteinleitung durch das Anfahren der Höhenverstellung auf den Gegenhalter. Die Biegeform und der Faltenglätter sind dabei im direkten Kontakt mit dem sensorischen Gegenhalter. Der Gegenhalter steht dabei auf der gleichen Position wie bei einer Biegung. Da die Querverstellung der Höhenverstellung keiner Begrenzung unterliegt, erfolgt die Lasterhöhung durch ein sukzessives Zustellen der Höhenverstellung in Querrichtung.

Da die Genauigkeit des ARAMIS 12M SRX von den Belichtungsverhältnissen beeinflusst wird, wird jede Laststufe für eine Zeitspanne gehalten. Damit können die Verlagerungen infolge sich ändernden Belastungen von jenen isoliert werden die aus sich ändernden Belichtungsverhältnissen resultieren. Diese Differenzierung ist insbesondere bei geringen Belastungen und daraus resultierenden geringen Verlagerungen wichtig. Die Auswertung der Verlagerungen erfolgt im Maschinenkoordinatensystem nach VDI 3430.

Ergebnisse

Lastfall „Höhenverstellung“. Bei der Bewegungsmessung für den Lastfall „Höhenverstellung“ wurden drei Laststufen angefahren. Die korrespondierenden Unterlagen des sensorischen Gegenhalters betrugen 0,9 mm, 1,2 mm und 1,5 mm. Die für die Unterlage 1,5 mm resultierenden Verlagerungen sind Abbildung 3 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Verlagerung der Höhenverstellung von links nach rechts und von unten nach oben zunimmt.

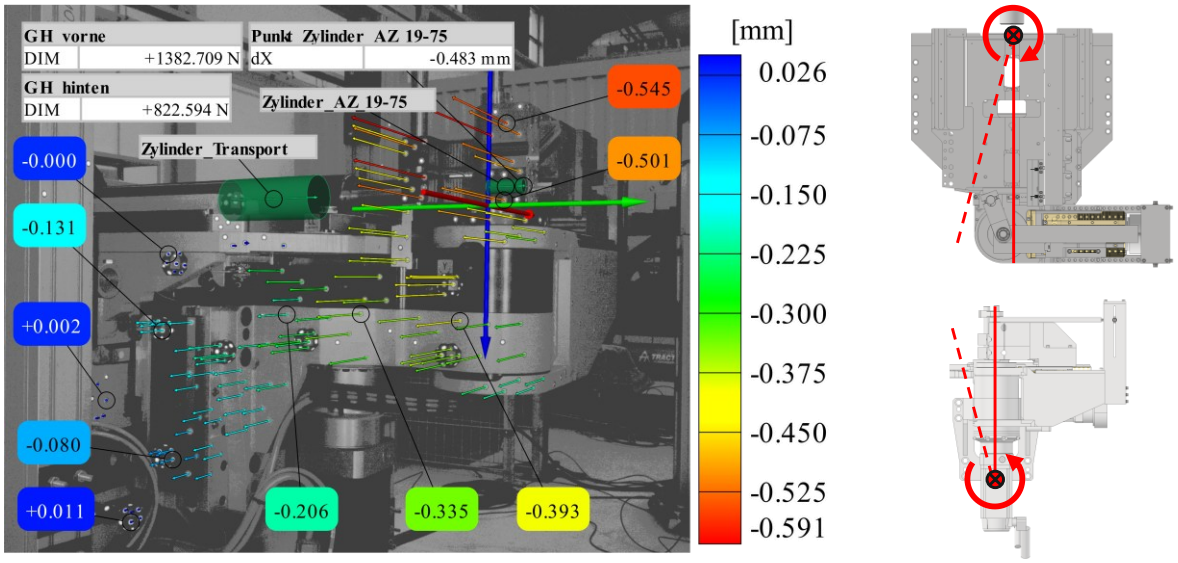


Abbildung 3: Verlagerung der Höhenverstellung bei Laststufe drei (links) und Bewegungsmodi der Verlagerung (rechts)

Für den Lastfall „Höhenverstellung“ wurde die Verlagerung der Biegeform im Bereich der Kavität als Vergleichsgröße definiert. Dabei wurden die Verlagerungen der Biegeform über die Dauer der Laststufen gemittelt. Abbildung 4 zeigt die für die drei Laststufen ermittelten Verlagerungen der Biegeform sowie der entsprechenden Kräfte.

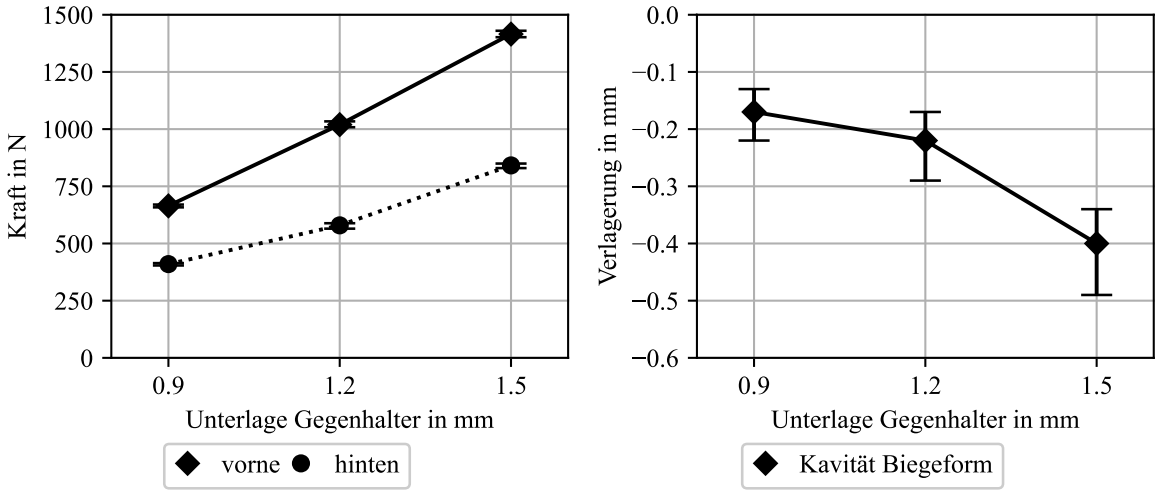


Abbildung 4: Kräfte und Verlagerungen der Biegeform für Lastfall "Höhenverstellung"

Die Verlagerung der Biegeform nimmt mit zunehmender Unterlage des Gegenhalters zu. Sie beträgt für die Unterlage 1,5 mm im Mittel -0,40 mm. Die am sensorischen Gegenhalter gemessenen Kräfte nehmen mit zunehmender Unterlage zu, dabei ist die Kraft an der vorderen Kraftmessdose stets größer als an der hinteren. Während die gemessenen Kräfte über die drei Laststufen nahezu linear zunehmen, ist die Zunahme der Verlagerung der Biegeform von der ersten zur zweiten Laststufe wesentlich kleiner als von der zweiten Laststufe zur dritten.

Die Schwankungsbreite der ermittelten Verlagerungen nimmt mit zunehmender Unterlage des Gegenhalters zu. Bei der Unterlage 0,9 mm beträgt sie etwa 0,1 mm und steigt bei Unterlage 1,5 mm auf etwa 0,15 mm an.

Lastfall „Gegenhalterquerverstellung“. Beim Lastfall „Gegenhalterquerverstellung wurden fünf Laststufen angefahren. Das Anfahren der Laststufen erfolgte manuell im Einrichtbetrieb

der Biegemaschine. Abbildung 5 zeigt die Verlagerung der Gegenhalterquerverstellung bei der fünften Laststufe.

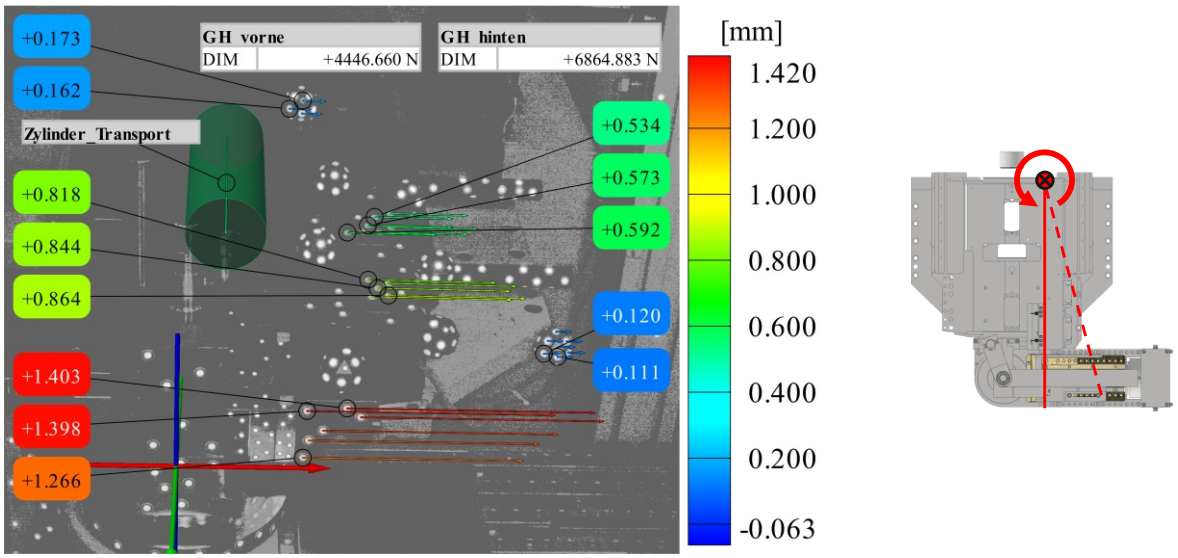


Abbildung 5: Verlagerung der Gegenhalterquerverstellung bei Laststufe fünf (links) und Bewegungsmodus der Verlagerung (rechts)

Die Verlagerung der Gegenhalterquerverstellung wurde an vier Position anhand dort platzierter Punktgruppen ausgewertet. Zusätzlich zu einer Mittelung über die Dauer der jeweiligen Laststufe erfolgte eine Mittelung innerhalb der betrachteten Punktgruppen. Die betrachteten Punktgruppen befinden sich am vorderen sowie hinteren Ende der Gegenhalterquerverstellung. Darüber hinaus wurden die Verlagerungen der Gleitlager für die Längsführung betrachtet. In Abbildung 6 sind die ermittelten Verlagerungen der Punktgruppen sowie die gemessenen Kräfte dargestellt.

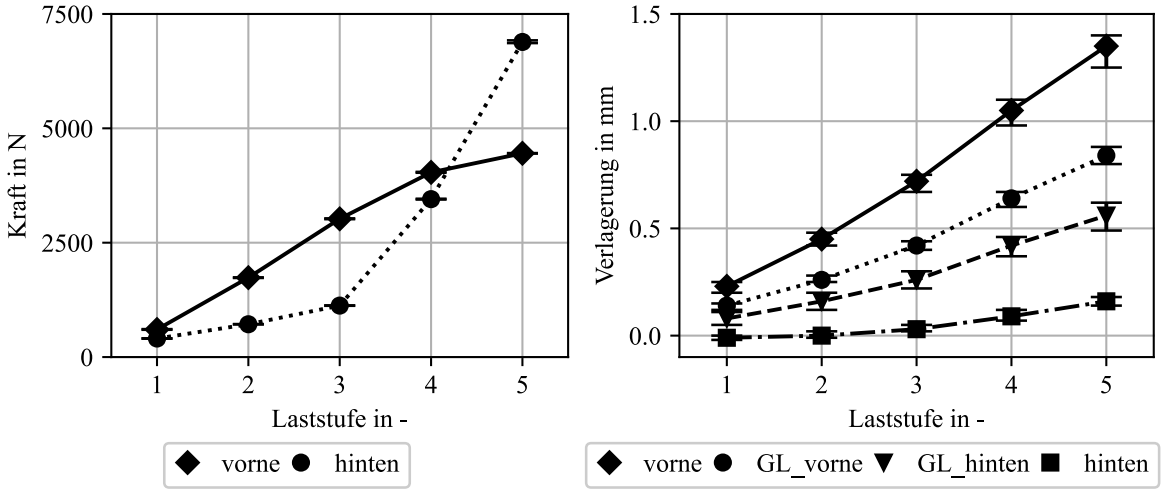


Abbildung 6: Kräfte und Verlagerungen der Gegenhalterquerverstellung für Lastfall "Gegenhalterquerstellung"

Die Verlagerung der Gegenhalterquerverstellung nimmt bei jeder Laststufe von hinten nach vorne zu. Bei den ersten drei Laststufen ist die Verlagerung des hinteren Endes im Bereich der Messungenauigkeit für das verwendete Messvolumen. Analog zum Lastfall „Höhenverstellung“ nehmen mit jeder Laststufe sowohl die Kräfte als auch die gemessenen Verlagerungen zu. Weiter ist die Kraft an der vorderen Kraftmessdose bis einschließlich Laststufe drei größer als an der hinteren Kraftmessdose. Zwischen Laststufe drei und vier steigt die Kraft an der hinteren Kraftmessdose überproportional an und ist bei Laststufe fünf größer als an der vorderen Kraftmessdose.

Die Schwankungsbreite der gemessenen Verlagerungen nimmt über die Laststufen betrachtet zu. Weiter nimmt ist sie am hinteren Ende wesentlich geringer als an den anderen Messstellen.

Diskussion

Lastfall „Höhenverstellung“. Wie Abbildung 3 zeigt, nimmt die Verlagerung der Höhenverstellung unter Last von links nach rechts und von unten nach oben zu. Ausgehend von dieser Beobachtung kann die Verlagerung in zwei Verlagerungsmodi unterteilt werden, siehe Abbildung 3. Einerseits kommt es zu einer Drehung um die z-Richtung, da die Biegeform und der Faltenglätter unter Einwirkung des Gegenhalters in negative x-Richtung verschoben werden. Bedingt durch den Hebelarm zwischen Krafteinleitungspunkt und der Führung der Höhenverstellung am Maschinengrundkörper ergeben sich bereits bei kleinen Verdrehungen größere Verlagerungen der Werkzeugelemente. Beim zweiten Verlagerungsmodus handelt es sich um eine Verdrehung um die y-Richtung. Da die gesamte Höhenverstellung zur Einstellung der Biegeebene verfahren wird, ergibt sich entlang der z-Richtung ein Hebelarm zwischen der Krafteinleitungsstelle und der Führung der Höhenverstellung. Analog zur Drehung um die z-Richtung ergeben sich mit zunehmendem Hebelarm auch bei kleinen Verdrehungen signifikante Verlagerungen der Werkzeugelemente.

Im Gegensatz zu den erfassten Kräften nimmt die Verlagerung der Biegeform im Bereich der Kavität nicht linear zu. Die Zunahme ist von Unterlage 0,9 mm zu 1,2 mm geringer als von Unterlage 1,2 mm zu 1,5 mm. Da an der kinematischen Kette zwischen Messstelle und Maschinengrundkörper mehrere Maschinenbauteile sowie deren Schnittstellen zueinander beteiligt sind, kann davon ausgegangen werden, dass die Differenz bei den Verlagerungen durch anhaltendes Setzverhalten verursacht wird. Die Schwankungsbreite der erfassten Verlagerungen beträgt mitunter 50 % des ermittelten Mittelwertes. Dabei weisen die parallel aufgezeichneten Kräfte eine wesentlich geringere Streuung auf. Da die Verlagerungsbilder bei allen Unterlagen des Gegenhalters die gleiche Verteilung aufweisen, kann dennoch davon ausgegangen werden, dass ein Großteil der Verlagerung durch die einwirkenden Belastungen hervorgerufen werden. Neben sich ändernden Belichtungsverhältnissen kann die bedingt durch die Ausrichtung des Messkopfes anteilige Bewegung in Tiefenrichtung des Messvolumens der Höhenverstellung für die erhöhte Schwankung der Verlagerungen verantwortlich sein.

Die erfassten Kräfte zeigen einen nahezu linearen Anstieg mit zunehmender Unterlage des Gegenhalters, siehe Abbildung 4. Dabei ist die Kraft an der vorderen Kraftmessdose stets größer als an der hinteren. Eine mögliche Ursache für diese Differenz ist, dass der Gegenhalter in der Biegeposition etwas hinter der Übergangsebene steht, um eine Kollision mit der Klemmbacke zu vermeiden. Damit befindet sich die vordere Kraftmessdose auf der Höhe der Faltenglätterschale und deren Übergang an die Biegeform. Die eingeleitete Querkraft wird somit nach der Einformung des Rohres von den gegenüberliegenden Werkzeugelementen aufgenommen. Auf der Höhe der hinteren Kraftmessdose fehlt ein kraftaufnehmendes Werkzeugelement, sodass die aufgezeichnete Kraft wesentlich geringer ausfällt.

Bei einer gemeinsamen Betrachtung der aufgezeichneten Kräfte und Verlagerungen ist unter Berücksichtigung des angeführten Standes der Technik deutlich, dass die Verlagerung der Höhenverstellung bzw. der Biegeform signifikant sind und nicht vernachlässigt werden können. Es ist jedoch zu bedenken, dass es im Biegeprozess zu einer Entlastung der Werkzeugelemente Faltenglätter und Biegeform in kommt, da das Rohr unter Einfluss des einwirkenden Biegemomentes die Tendenz hat nach außen in Richtung des Gegenhalter auszuknicken. Damit es also zu einer Verlagerung der Höhenverstellung sowie der damit verbundenen Werkzeugelemente kommen kann, muss der Gegenhalter die durch das Biegemoment induzierte Querkraft aufnehmen und eine zusätzliche darüberhinausgehende Querkraft einleiten.

Lastfall „Gegenhalterquerverstellung“. Beim Lastfall „Gegenhalterquerverstellung“ kann als dominierender Verlagerungsmodus eine Verdrehung um die z-Richtung beobachtet werden, siehe Abbildung 5. Die Verlagerungen entlang der Gegenhalterquerverstellung nehmen mit zunehmender Zustellung der Höhenverstellung zu. Sie nimmt von hinten nach vorne zu, wobei die Verlagerung am hinteren Ende bis einschließlich Laststufe drei nahezu null ist.

Die erfassten Verlagerungen weisen für die ersten drei Laststufen eine nahezu lineare Zunahme auf. Die ermittelten Schwankungsbreiten sind wesentlich geringer als die zugrundeliegenden belastungsinduzierten Verlagerungen. Das für das hintere Ende ein magnetischer Adapter verwendet wurde und die Punktmarken damit von der Maschinenkomponente sowie etwaigen elastischen Verzerrungen entkoppelt sind, ist eine mögliche Erklärung für die geringere Streuung der Verlagerung am hinteren Ende der Gegenhalterquerverstellung.

Analog zum Lastfall „Höhenverstellung“ nehmen die Kräfte zunächst nahezu linear zu. Weiter ist die Kraft an der vorderen Kraftmessdose größer als an der hinteren. Zwischen den Laststufen drei und vier kommt es zu einem überproportionalen Anstieg der Kraft an der hinteren Kraftmessdose und mit Laststufe fünf ist sie höher als an der vorderen Kraftmessdose. Im Gegensatz zum Lastfall „Höhenverstellung“ stehen die Werkzeuge ohne ein eingespanntes Rohr und den Dorn im direkten Kontakt zueinander. Da eine leicht fehlerhafte Anstellung des Faltenglätters nicht ausgeschlossen werden kann, ist dies in Kombination mit Lage der Kraftmessdosen infolge der Biegeposition des Gegenhalters eine mögliche Erklärung für die initiale Differenz zwischen der vorderen und hinteren Kraftmessdose. Da sich die Gegenhalterquerverstellung und die Höhenverstellung mit zunehmender Anstellung zunehmend gegensätzlich verdrehen, wird die vordere Kraftmessdose weniger und die hintere Kraftmessdose durch das Zulaufen von Gegenhalter und Faltenglätter zunehmend belastet.

Durch die von Oz et al. veröffentlichen Datensätzen aus experimentellen Biegeversuchen ist bekannt, dass die Gegenhaltergesamtkraft während dem Biegeprozess und abhängig von den gewählten Prozessparametern im Maximum Werte zwischen 2,5 kN und 4,5 kN erreicht [12]. Damit entsprechen die für die Laststufen eins bis drei beobachteten Verlagerungen der Gegenhalterquerverstellung Verlagerungen wie sie in einem realen Biegeprozess zu erwarten sind. Unter Berücksichtigung des vorgestellten Standes der Technik liegen damit signifikante Verlagerungen des Werkzeugelementes Gegenhalter vor, die nicht vernachlässigt werden können.

Zusammenfassung und Ausblick

Wesentlich für die Auslegung von Formspannbacken beim RZB sind die Geometrie des vorherigen Bogens sowie dessen Schwankungen infolge stochastischer Einflussgrößen. Aus dem aktuellen Stand der Technik ist bekannt, dass initiale Fehlstellungen der Werkzeugelemente Faltenglätter, Gegenhalter und Dorn mitunter signifikanten Einfluss auf die resultierende Bauteilgeometrie haben. Dabei liegen die Fehlstellungen, ab denen der Einfluss signifikant wird, im Bereich weniger Zehntelmillimeter. Aufgrund einer endlichen Maschinensteifigkeit können sich im Prozess selbst bei einer perfekten initialen Ausrichtung und Positionierung der Werkzeugelemente Fehlstellungen ergeben, die sich negativ auf das Biegeergebnis auswirken.

Ausgehend vom vorgestellten Stand der Technik wurden am Beispiel einer Biegemaschine jene Maschinenkomponenten identifiziert, deren Steifigkeit eine Verlagerung der Werkzeugelemente Faltenglätter, Biegeform und Gegenhalter zur Folge haben. Anhand zweier Lastfälle wurden die Verlagerungen der Maschinenkomponenten Höhen- und Gegenhalterquerverstellung ermittelt. Die beobachteten Verlagerungen liegen für vergleichbare Belastungen aus dem Biegeprozess im Bereich mehrerer Zehntelmillimeter und damit in einer Größenordnung, bei der nach dem aktuellen Stand der Technik von einem negativen Einfluss auf das Biegeergebnis ausgegangen werden kann.

Anhand der identifizierten Verlagerungsmodi der Maschinenkomponenten werden mechanische Ersatzsysteme konstruiert und in die Simulation übertragen. Darauf aufbauend erfolgt ein Abgleich mit starren Werkzeugen zur Identifikation jener Maschinenkomponenten deren Steifigkeit den größten Einfluss auf die Bauteilgeometrie haben. Weiter werden die Werkzeugverlagerungen während dem Biegeprozess untersucht. Einerseits um Validität der konstruierten Ersatzsysteme zu evaluieren und andererseits, um das Zusammenspiel aller Werkzeugverlagerungen zu analysieren.

Danksagung
Diese Arbeit wurde von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Schwerpunktprogrammes SPP 2422 „Datengetriebene Modellierung in der Umformtechnik“ unter der Fördernummer 520256321 unterstützt.

Literaturverzeichnis

[1] M. Hinkel, Hg. Prozessfenster für das Spannen von Rohrprofilen beim Rotationszugbiegen unter Berücksichtigung der Tribologie. Shaker Verlag, 2013.

[2] G. Miller, Tube forming processes: A comprehensive guide. Dearborn, Mich.: SME Society of Manufacturing Engineers, 2003.

[3] A. Yazdani, J. Knoche, B. Engel und K. van Laerhoven, "Tube geometry prediction in rotary draw bending process using Random Forest regression," at - Automatisierungstechnik, Jg. 73, Nr. 4, S. 223–231, 2025, doi: 10.1515/auto-2024-0131.

[4] B. Engel und C. Mathes, Hg. Erweiterung der Prozessfähigkeit des Rotationszugbiegens durch ein alternatives Faltenglätterkonzept, 1. Aufl. (EFB-Forschungsbericht 378). Hannover: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. (EFB), 2013.

[5] L. Borchmann, C. Kuhnhen, P. Frohn und B. Engel, "Sensitivity analysis of the rotary draw bending process as a database of digital equipping support," Procedia Manufacturing, Jg. 29, S. 592–599, 2019, doi: 10.1016/j.promfg.2019.02.100.

[6] R. Safdarian, "Experimental and numerical investigation of wrinkling and tube ovality in the rotary draw bending process," Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, Jg. 233, Nr. 16, S. 5568–5584, 2019, doi: 10.1177/0954406219850857.

[7] S. Kajikawa, G. Wang, T. Kuboki, M. Watanabe und A. Tsuichiya, "Prevention of defects by optimizing mandrel position and shape in rotary draw bending of copper tube with thin wall," Procedia Manufacturing, Jg. 15, S. 828–835, 2018, doi: 10.1016/j.promfg.2018.07.413.

[8] B. Engel, S. Kersten und D. Anders, "Spline-Interpolation and Calculation of Machine Parameters for the Three-Roll-Pushbending of Spline-Contours," (DOI: 10.1002/srin.201100077) Steel Research international, Jg. 82, Nr. 10, S. 1180–1186, 2011, doi: 10.1002/srin.201100077.

[9] L. Borchmann, C. Heftrich und B. Engel, "Influence of the stiffness of machine axes on the formation of wrinkles during rotary draw bending," SN Appl. Sci., Jg. 2, Nr. 10, 2020, doi: 10.1007/s42452-020-03419-1.

[10] Rotationszugbiegen von Profilen, VDI 3430, Verein Deutscher Ingenieure e.V., Düsseldorf, Jun. 2014.

[11] Rotationszugbiegemaschinen - Grundlagen und Kenngrößen, VDI 3432 Blatt 1, Verein Deutscher Ingenieure e.V., Düsseldorf, Jul. 2023.

[12] Z. Oz, J. Knoche, A. Yazdani, B. Engel und K. van Laerhoven, "TubeBEND: A Real-World Dataset for Geometry Prediction in Rotary Draw Bending," Sep. 2025. [Online]. Verfügbar unter: http://arxiv.org/pdf/2509.10272v1

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 27 – 34
https://doi.org/10.25819/ubsi/10994

Boridische Oberflächen für die Umformung

Hanno Paschke[1,a *], Markus Mejauschek[1,b] und Günter Bräuer[2,c]

[1] IST - Fraunhofer Institut für Schicht- und Oberflächentechnik IST, Riedenkamp 2, 38018 Braunschweig, Deutschland

[2] IOT - Institut für Oberflächentechnik der Technischen Universität Braunschweig, Riedenkamp 2, 38018 Braunschweig, Deutschland

[a]hanno.paschke@ist.fraunhofer.de, [b]markus.mejauschek@ist.fraunhofer.de, [c]guenter.braeuer@tu-braunschweig.de

Keywords: Borieren, boridische Randzonen, PACVD, borhaltige Schichten, Duplex

Abstract (Deutsch). Die Arbeit untersucht boridische Oberflächenmodifikationen für Umformwerkzeuge und deren Übertragbarkeit von der Warmmassivumformung auf Biegeprozesse. Gasphasenborieren erzeugt bei Temperaturen über 750 °C extrem harte Boridschichten (> 2.000 HV) auf Werkzeug- und Hochtemperaturwerkstoffen. Industrieversuche zeigen deutlich reduzierten Verschleiß, verdoppelte Standmengen sowie geringe Reibwerte und Adhäsion gegenüber Aluminium-, Kupfer- und Titanlegierungen, erfordern jedoch eine angepasste Prozessführung und Nachvergütung. Quinäre Ti-Si-B-C-N-Schichten, mittels PACVD abgeschieden und häufig als Duplexsystem mit Plasmanitrieren eingesetzt, erreichen Superhärten bis 40 GPa, hohe Oxidationsbeständigkeit und hervorragende Antiadhäsion auch auf komplexen Geometrien. Für Biegewerkzeuge ermöglicht die Kombination beider Ansätze eine anwendungsspezifische Optimierung zwischen maximalem Verschleißschutz, lokaler Tragfähigkeit und wirtschaftlichen Randbedingungen.

Abstract (Englisch). This study investigates boride surface modifications for forming tools and their applicability from hot forging to bending processes. Gas boriding produces extremely hard boride layers (> 2,000 HV) on tools and high-temperature materials at temperatures above 750 °C. Industrial trials demonstrate significantly reduced wear, doubled tool life, and low coefficients of friction and adhesion against aluminum, copper, and titanium alloys; however, they require adapted process control and post-treatment. Quinary Ti-Si-B-C-N coatings, deposited via PECVD and frequently used as a duplex system with plasma nitriding, achieve superhardness up to 40 GPa, high oxidation resistance, and excellent anti-adhesion even on complex geometries. For bending tools, the combination of both approaches enables application-specific optimization between maximum wear protection, local load-bearing capacity, and economic constraints.

Einführung

Der Werkzeugverschleiß stellt in der modernen industriellen Produktion, insbesondere in der Umformtechnik (z. B. Warmmassivumformung und Strangpressen), eine zentrale Herausforderung dar, deren Beherrschung maßgeblich über die Wirtschaftlichkeit und Nachhaltigkeit der Prozesse entscheidet. Da die tribologischen Mechanismen an der Grenzfläche zwischen Werkzeug und Werkstück primär durch die Oberflächeneigenschaften bestimmt werden, kommt der Oberflächentechnik eine Schlüsselrolle beim Schutz vor thermomechanischer Ermüdung, Abrasion und Adhäsion zu. Während das Nitrieren über Jahrzehnte als Standardverfahren zur thermochemischen Randschichtmodifikation etabliert war, stoßen konventionelle Systeme aufgrund steigender Anforderungen an die thermische Stabilität und chemische Inertheit zunehmend an Grenzen. In diesem Kontext haben sich zwei technologische Pfade als besonders vielversprechend erwiesen: die Weiterentwicklung von Diffusionsbehandlungen durch das Plasmaborieren sowie die Synthese boridischer

nanostrukturierter Hartstoff-Beschichtungen mittels PACVD, die zuletzt durch die Entwicklung quinärer Schichtsysteme Ti-Si-B-C-N signifikante Erfolge verzeichneten.

Gasphasenborieren

Das Gasphasenborieren stellt eine innovative Weiterentwicklung der thermochemischen Diffusionsbehandlung für Warmarbeitsstähle dar. Im Gegensatz zu konventionellen Verfahren, die auf festen oder pastenförmigen Borspendern basieren, nutzt dieses Verfahren gasförmige Präkursoren wie Bortrichlorid (BCl_3) in einer wasserstoffhaltigen Atmosphäre. Durch die thermische Aktivierung oberhalb von 750 °C diffundiert Bor in die Werkstoffoberfläche ein und bildet dort extrem harte Eisenboridphasen (FeB und Fe_2B). Als leistungsfähige Alternative zum Nitrieren bietet das Borieren damit das Potenzial, thermisch stabile und hochbelastbare Randschichten mit Härten von über 2.000 HV zu erzeugen. Das Gasphasenborieren hat auch bei weiteren Hochtemperaturlegierungen wie z. B. bei Nickel-, Kobalt- Molybdänbasis-legierungen großes Potenzial zur Verbesserung der Oberflächenhärte als auch der tribologischen Eigenschaften.

Vorteile des Gasborierens ergeben sich aus der definierten und regelbaren Gasatmosphäre: Über die Zusammensetzung der Prozessgase lässt sich die Boraktivität einstellen und damit die Wachstumskinetik der Boridschicht gezielt beeinflussen. Dadurch werden reproduzierbare, gut regel- und automatisierbare Prozessführungen ermöglicht [1].

Nach der Reinigung werden die Werkstücke in eine Retorte eingebracht und zunächst unter einer Schutzatmosphäre (Argon oder Stickstoff) auf Prozesstemperatur aufgeheizt. Der anschließende Borierprozess kann mit unterschiedlichen Prozessgasgemischen gefahren werden: z. B. Wasserstoff (H_2) mit Bortrichlorid (BCl_3), Argon (Ar) mit H_2 und BCl_3 oder Stickstoff (N_2) mit H_2 und BCl_3. Die eingestellten Gaszusammensetzungen sind vom Werkstoff aber auch von den kundenspezifischen Anforderungen abhängig. Die Prozessdauer liegt in der Regel zwischen einer und vier Stunden [2].

Durchgeführte Projekte zeigen, dass ein Verzicht auf eine Plasmaanregung beim Borieren keinen wesentlichen nachteiligen Einfluss auf die Eigenschaften der behandelten Oberflächen hat. Deshalb wurde in allen aktuellen Untersuchungen auf den Plasmaeinsatz verzichtet. Dadurch konnten sowohl die Prozessführung als auch die Anlagenkomplexität deutlich vereinfacht und die Investitions- sowie Betriebskosten der Anlagentechnik spürbar reduziert werden [3].

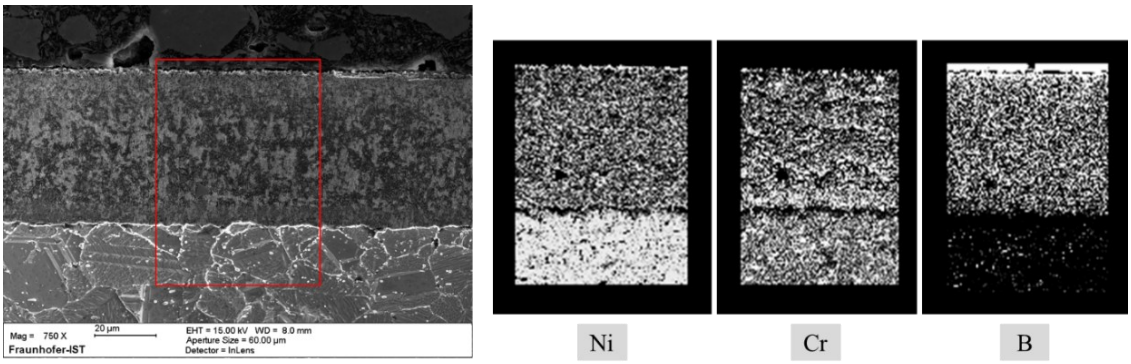


Abbildung 1: Plasmaborierte Nimonic 75, REM-EDX-Analyse, 800 °C, 5 l/h BCl_3, 2 h (FhG-IST)

In Abbildung 1 ist ein beispielhafter Querschliff einer plasmaborierten Nimonic 75 dargestellt. Das REM-Bild zeigt eine ausgeprägte Rand- und Diffusionszone; die zugehörige Elementanalyse weist in diesem Bereich ein deutlich erhöhtes Borsignal aus. In der borierten Randzone ist das Nickelsignal im Vergleich zum Grundwerkstoff deutlich reduziert, was auf eine Abreicherung von Nickel in der oberflächennahen Zone hindeutet. Das Chromsignal zeigt hingegen keine ausgeprägten Änderungen gegenüber dem Grundwerkstoff. Dies kann darauf schließen lassen, dass Chrom in der borierten Zone überwiegend in Form von Boriden

gebunden vorliegt. Die Oberflächenhärte liegt bei ca. 2.200 HV bei einer Diffusionstiefe von etwa 35 µm [4].

Umfassende Serienschmiedeversuche und industrielle Feldtests haben signifikante Leistungssteigerungen borierter Oberflächenschutzsysteme nachgewiesen. Insbesondere hinsichtlich des Verschleißwiderstands und der erreichbaren Standmengen bei der Umformung von Bauteilen aus Vergütungsstahl (DIN-1.7225 / 42CrMo4) zeigen sich bemerkenswerte Verbesserungen. Untersuchungen an Schmiedewerkzeugen aus Warmarbeitsstählen (z. B. DIN-1.2714 / 55NiCrMoV7, DIN-1.2343 / X37CrMoV5-1 oder DIN-1.2367 / X38CrMoV5-3) belegen, dass gasborierte Gesenke im Vergleich zu rein vergüteten Werkzeugen eine Verdoppelung der Standmenge erreichen können [3]. Dieser Effekt ist auf die borreiche Deckschicht zurückzuführen, die einen exzellenten Schutz gegen thermisch bedingten abrasiven Verschleiß bietet und den Eintritt plastischer Deformationen signifikant verzögert.

Ein zentrales Ergebnis der Untersuchungen betrifft die Wechselwirkung borierter Oberflächen mit Nichteisenmetallen. Dies betrifft neben der Behandlung von Werkzeugstählen (s.o.) auch weitere Materialsysteme z. B. auf Ni-Basis. Entgegen früherer Annahmen konnte bei der Umformung von Aluminiumlegierungen widerlegt werden, dass borierte Oberflächen unvorteilhafte Reibeigenschaften besitzen. Tribologische Grundlagenuntersuchungen (Pin-on-Disk) wurden an Proben aus einer Nickelbasislegierung (DIN-2.4951 / Nimonic 75) durchgeführt [4]. Untersucht und miteinander verglichen wurden der unbehandelte Zustand, plasmanitrierte Proben sowie gasborierte Proben. Als Gegenkörper kam ein Pin aus Titan (DIN-3.7165 / Ti-6Al-4V) zum Einsatz. Die Versuche erfolgten unter Schutzgasatmosphäre bei 750 °C bei einer Normalkraft von 30 N. In den eigenen Messungen sank der Reibwert von 0,67 (Referenz) über 0,54 (plasmanitriert) auf 0,19 (gasboriert). Korrespondierend dazu zeigte sich eine deutlich reduzierte Verschleißspur, insbesondere mit Blick auf adhäsive Anhaftungen sowie abrasive Verschleißanteile (Abbildung 2).

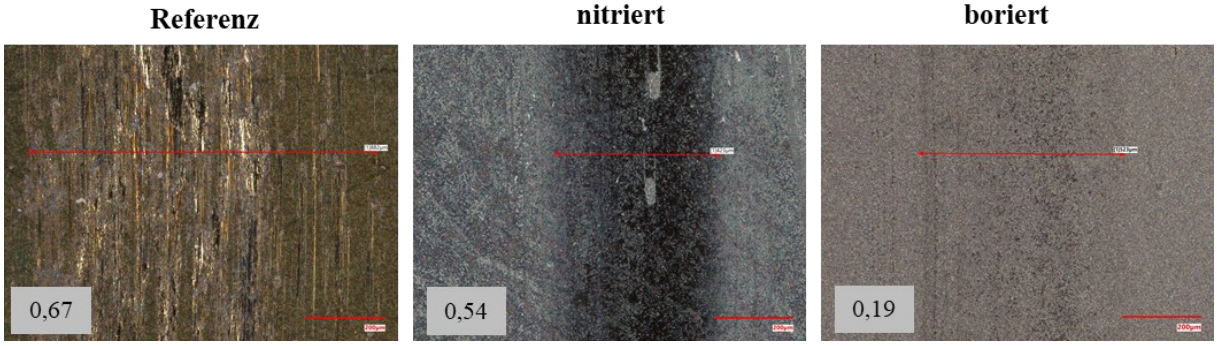


Abbildung 2: Tribologische Grundlagen Versuche Pin-On-Disk, Oberflächenbehandlung Nimonic 75 gegen TiAl6V4 Pins bei 750 °C (FhG-IST)

Vielmehr zeigten Ringstauchversuche eine deutlich geringere Adhäsionsneigung sowie niedrigere Reibwerte als nitrierte Referenzoberflächen. Auch beim Strangpressen von Kupfer wurden positive Ergebnisse erzielt: Durch die Bildung von Nickel- und Eisenboriden auf Nickelbasislegierungen wie Alloy 718 oder Nimonic 75 konnte eine massive Reduktion der Materialanhaftungen erreicht werden.

Der Gasborierprozess ist stark werkstoffabhängig und erfordert eine differenzierte Betrachtung der eingesetzten Legierungen. Während niedriglegierte Stähle wie der nickellegierte Warmarbeitsstaahl DIN-1.2714 (55NiCrMoV7) oder Kunststoffformenstahl DIN-1.2311 (40CrMnMo7) homogene Schichtdicken von 10 bis 25 µm ausbilden, benötigen hohe Wolframgehalte in Werkzeugstählen wie der Schnellarbeitsstahl 1.3343 / X82WMoV6-5 Prozesstemperaturen über 900 °C aufgrund der gehemmten Boridschichtbildung. Besonders anspruchsvoll erwies sich der Stahl DIN-1.2367 / X38CrMoV5-3, bei dem es nach der

notwendigen Nachvergütung häufig zu lokalen Abplatzungen kam, was dessen Einsatz limitiert. Mit neuen angepassten Prozessparametern, vor allem bezüglich der Temperaturführung, kann sicherlich zukünftig eine Borierung ermöglicht werden [5].

Prozessbedingt weisen borierte Oberflächen initial eine höhere Rauheit auf als nitrierte Schichten, was zunächst zu höheren Reibfaktoren führen kann. Diese können mittels Nachpolierens, beispielsweise mit dem am Fraunhofer Institut für Schicht- und Oberflächentechnik (IST) verfügbaren elektrochemischen Nachpolierens (trockenlektrolytisches Polieren TEP) verbessert werden. Andererseits zeigt sich jedoch in der industriellen Anwendung, dass häufig ein Einebnen der Oberfläche während des Betriebs stattfindet. Dieser Einlaufeffekt führt dazu, dass die Stabilität der eingestellten Topografie im weiteren Prozessverlauf erhalten bleibt und die anfänglich erhöhten Reibwerte auf ein akzeptables Niveau sinken.

Prozesstemperaturen oberhalb der Anlasstemperatur erfordern ein Nachhärten der eisenbasierten Werkstoffe. Während des Borierprozesses tritt daher eine thermische Entfestigung des Substrats ein. Um die industrielle Arbeitshärte des Grundwerkstoffs wiederherzustellen und den „Eierschaleneffekt" – das Einbrechen der harten Boridschicht in den weichen Kern – zu vermeiden, ist eine anschließende Nachvergütung bestehend aus Härten und Anlassen zwingend erforderlich. Um insbesondere bei Umformwerkzeugen ein Verzug beim Nachvergüten zu vermeiden, ist ein Vergüten vor dem Borieren sinnvoll um Spannungen im Werkstoff bereits frühzeitig abzubauen. Die zusätzliche Wärmebehandlung stellt einen erhöhten Aufwand dar und muss bei der der Prozessplanung berücksichtigt werden [6].

Plasmaunterstützte chemische Gasphasenabscheidung (PACVD)

Die plasmaunterstützte chemische Gasphasenabscheidung (PACVD) ermöglicht die Synthese komplexer, nanostrukturierter Hartstoffschichten, die durch die gezielte Kombination von Titan, Bor, Silizium, Kohlenstoff und Stickstoff ein außergewöhnliches Eigenschaftsprofil für Hochtemperaturanwendungen erreichen. Ein wesentlicher Vorteil gegenüber konventionellen PVD-Verfahren besteht in der Möglichkeit, komplexe Werkzeuggeometrien homogen zu beschichten. Die Prozesstemperaturen liegen dabei moderat zwischen 450 °C und 600 °C, wodurch die thermische Belastung des Substrats minimiert und eine Entfestigung des Grundwerkstoffs weitgehend vermieden werden kann [7].

Ausgehend von etablierten binären TiN- [8] und ternären Ti-B-N-Systemen [9], wurden durch die zusätzliche Integration von Silizium und Kohlenstoff komplexe Multikomponentenschichten entwickelt [8]. Ein aktueller Forschungsschwerpunkt liegt auf dem quinären System Ti-Si-B-C-N, das als Nanokomposit eine charakteristische Gefügestruktur ausbildet. Diese besteht aus nanokristallinen Körnern der Phase nc-Ti(C,N) mit typischen Korngrößen von 4 bis 6 nm, die in einer amorphen Matrix aus Si_3N_4, Kohlenstoff und Bornitrid eingebettet sind. Diese spezifische Architektur unterdrückt effektiv Versetzungsbewegungen entlang der Korngrenzen, was zu sogenannten „Superhärten" von bis zu 40 GPa führt [10].

Die quinären Systeme Ti-Si-B-C-N zeichnen sich durch eine herausragende Oxidationsbeständigkeit bis zu Temperaturen von 925 °C aus. Die Stabilität wird primär durch die amorphe Si_3N_4-Matrix ermöglicht, die aus dem Precursor Tetramethylsilan gebildet wird und als wirksame Diffusionsbarriere gegen Sauerstoff fungiert. Sie schützt so die oxidationsanfälligen Ti(C,N)-Körner vor Degradation. Untersuchungen mittels in-situ Röntgendiffraktometrie (XRD) belegen, dass im Vergleich zu siliziumfreien Schichten wie Ti-B-N die Bildung von Titandioxid (TiO_2) massiv verzögert wird, was die langfristige Funktionsfähigkeit der Beschichtung unter thermischer Belastung sicherstellt. Abbildung 3 zeigt in hochaufgelöster Darstellung (HR-TEM) einen Querschliff durch ein entsprechendes quinäres Schichtsystem, abgeschieden auf einem Warmarbeitsstahl DIN-1.2343 (X37CrMoV5-1), der vorher nitriert wurde. Im Ausschnitt ist die nanoskalige Struktur

erkennbar, die im Materialgradienten eine Phasen-Mischung mit kleinsten Korngrößen zeigt. Dies erklärt die hohen erreichbaren Härten [10].

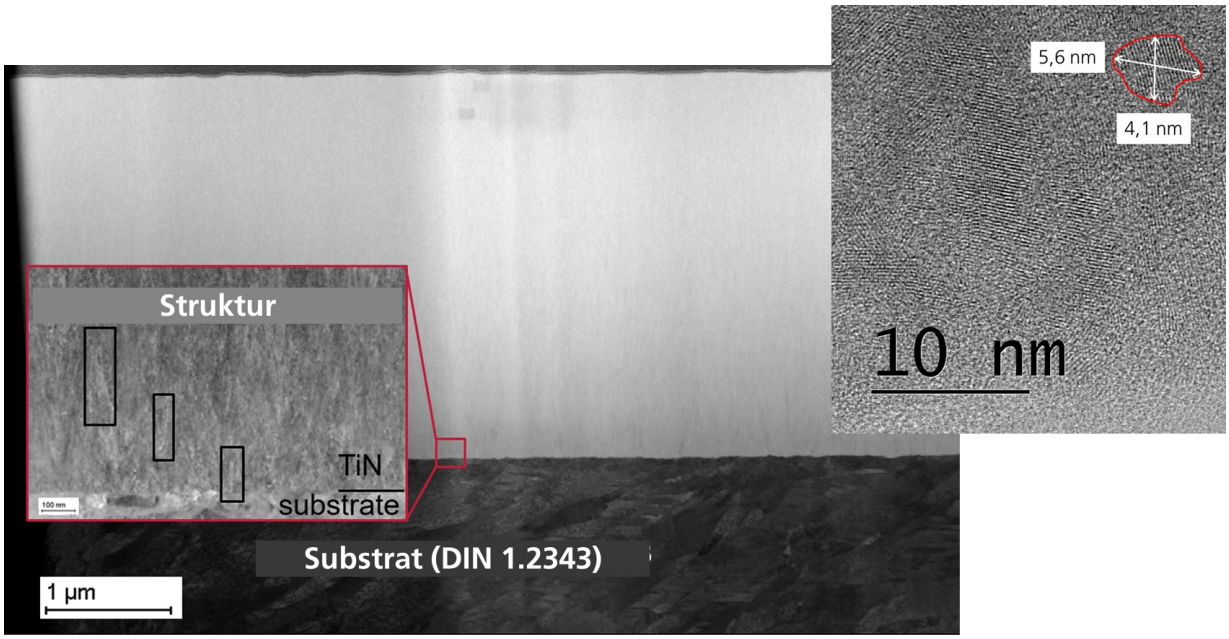


Abbildung 3: Mikrostruktureller Aufbau einer quinären Schicht Ti-Si-B-C-N auf einem plasmanitrierten Warmarbeitsstahl DIN-1.2343 (FhG-IST)

Ein wesentlicher Faktor für die industrielle Leistungsfähigkeit ist die Kombination der PACVD-Schichten mit einer vorgeschalteten Plasmanitrierung im Rahmen eines Duplex-Verfahrens. Die dabei entstehende Nitrierzone dient als Stützschicht, die den Härtegradienten zum Substrat verringert. Die industrielle Erprobung der PACVD-Schichten lieferte überzeugende Ergebnisse in verschiedenen Anwendungsfeldern. Beim Strangpressen von Kupfer führte der Einsatz von Ti-Si-B-C-N-beschichteten Matrizen zu einer massiven Reduktion der Adhäsion: Während unbeschichtete Werkzeuge nach dem Prozess eine Kupferbelegung von circa 80 % der Funktionsfläche aufwiesen, konnte diese durch die borhaltige PACVD-Schicht auf unter 5 % gesenkt werden [11]. In Serienschmiedeversuchen zur Aluminiumwarmmassivumformung zeigten borhaltige PACVD-Systeme ein stabiles Verschleißverhalten. Obwohl diese Schichten in ungeschmierten Zuständen zu höheren Reibwerten als vergleichbare DLC-Schichten neigen, konnte durch die hohe thermische Stabilität der Beschichtung ein verfrühter Werkzeugausfall wirksam verhindert werden. Insgesamt belegen die Projektergebnisse, dass borhaltige PACVD-Schichten die Werkzeugstandmengen durch eine signifikante Verschiebung des Versagenseintritts infolge von Verschleiß gegenüber den unbeschichteten Referenzsystemen mehr als verdoppeln können [11].

Eine verbleibende Herausforderung des PACVD-Verfahrens stellt der Einfluss von Prozessrückständen dar. Chlorrückstände aus den verwendeten Precursoren $TiCl_4$ und BCl_3 können potenziell die Härte und mechanischen Eigenschaften der Schichten beeinflussen. Untersuchungen zeigten jedoch, dass Chlorgehalte bis zu 1,7 at.-% keine signifikante Verschlechterung der mechanischen Stabilität verursachen [10]. Dennoch sollte bei der Prozessführung auf eine Minimierung dieser Rückstände geachtet werden, um die Reproduzierbarkeit der Schichteigenschaften sicherzustellen.

Technologietransfer auf Biegewerkzeuge

Die im Rahmen der Warmumformung gewonnenen Erkenntnisse zum Verschleißschutz der beiden Oberflächenmodifikationsansätze bieten eine fundierte Ausgangsbasis für die Bewertung des Anwendungspotenzials im Bereich der Biegeumformung. Die systematische Evaluierung der entwickelten Schichtsysteme erfolgte anhand einer mehrstufigen

Prüfmethodik nach DIN 50322, die von tribologischen Laboruntersuchungen mittels Hochtemperatur-Pin-On-Disc-Tribometern und Ringstauchversuchen über automatisierte Serienschmiedeprozesse bis hin zur Validierung unter industriellen Produktionsbedingungen reichte. Die dabei erzielten Ergebnisse hinsichtlich Adhäsionsverhalten, Verschleißmechanismen und Schichtintegrität erlauben eine differenzierte Einschätzung der Übertragbarkeit auf das spezifische Belastungskollektiv der Biegeumformung.

Bei der Übertragung auf Biegeprozesse bei niedrigen Temperaturen verschiebt sich das Anforderungsprofil an die Oberflächenschutzsysteme in charakteristischer Weise. Während die thermische Stabilität, die in der Warmumformung ein dominierendes Auswahlkriterium darstellt, bei niedrigen Prozesstemperaturen eine untergeordnete Rolle spielt, rücken die Adhäsionsminderung gegenüber dem umzuformenden Werkstoff sowie die mechanische Stützwirkung der Randschicht in den Vordergrund. Die beim Biegen auftretenden hohen lokalen Flächenpressungen in Kombination mit Scher- und Biegebeanspruchungen stellen besondere Anforderungen an die Integrität des Schicht-Substrat-Verbundes, die bei der Technologieauswahl zwingend berücksichtigt werden müssen.

Das Plasmaborieren erweist sich auf Grundlage der durchgeführten Untersuchungen als vielversprechender Ansatz für Biegewerkzeuge, die mit adhäsionsanfälligen Werkstoffen wie Aluminium, Buntmetallen oder auch austenitischem Edelstahl in Kontakt kommen. In Ringstauchversuchen zeigten borierte Oberflächen im Kontakt mit Aluminium (Knetlegierung EN AW-1095 (Reinstaluminium) bzw. EN AW-6082 (AlMgSi-1 / DIN-3.2315) und Titan Grade 5 (Ti-6Al-4V / DIN-3.7165) signifikant niedrigere Reibwerte und eine deutlich verringerte Klebneigung gegenüber nitrierten Referenzoberflächen. Ein weiterer Vorteil liegt im charakteristischen Versagensverhalten borierter Schichten, die im Gegensatz zu anderen Hartstoffschichten eher zu einem graduellen Abtrag als zu plötzlichen, großflächigen Abplatzungen neigen. Dieses progressive Verschleißverhalten ermöglicht eine verbesserte Planbarkeit der Werkzeuginstandhaltung. Allerdings ist zwingend die Nachvergütung der behandelten Werkzeuge zur Wiederherstellung der Substrathärte erforderlich, da ansonsten bei den für Biegeprozesse typischen Belastungen die Gefahr eines Einbrechens der harten Boridschicht besteht, was zu massiver Rissbildung führen kann. Die Betrachtung der vollständigen Prozesskette einschließlich der Nachvergütung sowie entsprechende Qualitätssicherungsmaßnahmen zur Überprüfung der Substrathärte sind daher obligatorisch.

Die quinären Ti-Si-B-C-N-Schichtsysteme, die mittels plasmaunterstützter chemischer Gasphasenabscheidung (PACVD) synthetisiert werden, weisen für die Biegeumformung ebenfalls ein erhebliches Anwendungspotenzial auf. Die Nanokomposit-Struktur dieser Schichten, bestehend aus nanokristallinen Ti(C,N)-Körnern in einer amorphen Si_3N_4-Matrix, führt zu Superhärten von bis zu 40 GPa, was bei den hohen lokalen Flächenpressungen in Biegeanwendungen vorteilhaft ist. Die industrielle Erprobung beim Strangpressen von Kupfer demonstrierte das Antiadhäsionspotenzial dieser Schichten eindrücklich: Die Kupferbelegung der Funktionsflächen konnte von circa 80 % auf unter 5 % reduziert werden. Diese hervorragenden Trenneigenschaften lassen sich auf die Biegeumformung von Buntmetallen und Aluminium übertragen. Ein weiterer Vorteil des PACVD-Verfahrens liegt in der Möglichkeit, komplexe Werkzeuggeometrien mit Hinterschnitten und engen Radien homogen zu beschichten, während die moderate Prozesstemperatur zwischen 450 °C und 600 °C eine Entfestigung des Grundwerkstoffs weitgehend vermeidet.

Für den zuverlässigen Einsatz quinärer PACVD-Schichten in Biegeanwendungen ist die Kombination mit einer vorgeschalteten Plasmanitrierung im Duplex-Verfahren als essenziell anzusehen, um unter den für Biegeprozesse charakteristischen mechanischen Lasten eingesetzt zu werden. Bei der Prozessauslegung ist zu berücksichtigen, dass diese Systeme in ungeschmierten Zuständen zu höheren Reibwerten als DLC-Schichten neigen, jedoch durch ihre Oxidationsbeständigkeit bis 925 °C Vorteile beim Warmbiegen oder bei Prozessen mit erhöhter Reibungswärme bieten. Chlorrückstände aus den Precursoren beeinflussen bei

Gehalten bis 1,7 at.-% die mechanische Stabilität nicht signifikant, sodass bei kontrollierter Prozessführung eine reproduzierbare Schichtqualität gewährleistet werden kann.

Zusammenfassung

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass sowohl das Gasphasenborieren als auch die quinären Ti-Si-B-C-N-PACVD-Schichten ein signifikantes Potenzial für den Einsatz in der Biegeumformung aufweisen können. Die Gewährleistung einer ausreichenden Grundhärte – durch Nachvergütung beim Borieren beziehungsweise durch Plasmanitrierung bei den PACVD-Systemen – kann als gemeinsame kritische Voraussetzung für beide Technologien identifiziert werden. Quinäre PACVD-Schichten und Boridschichten zeichnen sich gleichermaßen durch ihre Fähigkeit zur homogenen Beschichtung komplexer Bauteilgeometrien aus und bieten damit einen signifikanten Vorteil gegenüber anderen etablierten Verfahren wie dem PVD. Im direkten Vergleich erweist sich jedoch das PACVD-Verfahren durch seine geringere thermische Substratbelastung während der Schichtabscheidung sowie durch ausgeprägte Antiadhäsionseigenschaften gegenüber Buntmetallen als vorteilhaft, wodurch eine anwendungsspezifische Verfahrensauswahl entsprechend der jeweiligen tribologischen und thermischen Anforderungen ermöglicht wird. Das Borieren kombiniert ein sehr vorteilhaftes Verschleißverhalten mit erhöhter Verschleißreserve und gewährleistet durch die synergetische Wirkung von Oberflächenhärte, Verschleißbeständigkeit und tribologischen Eigenschaften – insbesondere bei Hochtemperaturwerkstoffen – eine verbesserte Planbarkeit der Werkzeuginstandhaltung. Die finale Technologieauswahl sollte daher stets auf Basis einer anwendungsspezifischen Bewertung des Belastungskollektivs, der Werkstoffpaarung, der Werkzeuggeometrie sowie der wirtschaftlichen Rahmenbedingungen erfolgen.

Literaturverzeichnis

[1] M. Mejauschek, H. Paschke, M. Weber et al., „Verschleißreduzierung an Schmiedegesenken mittels lokaler Behandlungen und Topographieeinstellungen“, In: Behrens B-A (ed) Tagungsband UHK 2017 - 22. Umformtechnisches Kolloquium Hannover. Innovationspotenziale in der Umformtechnik. PZH Verlag, Garbsen, pp 209–210, 2017

[2] E. Cabeo Rodriguez, G. Laudien, S. Biemer et al., “Plasma-assisted boriding of industrial components in a pulsed d.c. glow discharge”, Surf. Coat. Technol 116-119:229–233, 1999 (doi: 10.1016/S0257-8972(99)00116-4)

[3] T. Petersen, „Verschleißreduktion durch Borieren von Werkzeugen der Warmmassivumformung“, Dissertation, Berichte aus dem IFUM Garbsen, 2024, (doi: 10.51202/9783959009638)

[4] M. Weber, M. Mejauschek, H. Paschke et al., “Plasmaboriding of high-alloyed tool steels – a new approach for wear reduction on highly loaded forming tools”, in: European Joint Comittee on Plasma and Ion Surface Engineering (ed) Proceedings of the PSE 2018 - 16th Int. Conference on Plasma Surface Engineering, 2018

[5] Y. Boonplook, P. Juijerm, “Prediction of Boride Thickness on Tool Steels AISI D2 and AISI H13 Using Boriding Kinetics”, AMR 931-932:296–300, 2014 (doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.931-932.296)

[6] H. Paschke, A. Nienhaus, K. Brunotte et al., “Adapted diffusion processes for effective forging dies”, 21st International ESAFORM Conference on Material Forming (ESAFORM 2018), 23.-25.04.2018, Palermo. AIP Conference Proceedings 1960, 040016, 2018, (doi: 10.1063/1.5034870)

[7] H. Paschke, M. Stueber, C. Ziebert et al., „Composition, microstructure and mechanical properties of boron containing multilayer coatings for hot forming tools", Surface and Coatings Technology, vol. 205, pp. 24-28, 2011 (doi: 10.1016/j.surfcoat.2011.04.097)

[8] P. Frohn-Soerensen, C. Cislo, H. Paschke et al.," Dry friction under pressure variation of PACVD TiN surfaces on selected automotive sheet metals for the application in unlubricated metal forming", Wear, 203750, 2021, (doi: 10.1016/j.wear.2021.203750)

[9] A. Nienhaus, G. Braeuer, H. Paschke et al "Nanocomposite PECVD multiphase coatings for wear reduction under thermal load conditions", In: Clausthaler Zentrum für Materialtechnik (ed) Tagungsband NSM - 3. Niedersächsisches Symposium Materialtechnik, 2019

[10] A. Thewes, „Untersuchungen zum Eigenschaftenprofil mehrphasiger Ti-Si-B-C-N Dünnschichten", Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Shaker Verlag, 2024 (doi: 10.2370/9783844096170)

[11] H. Paschke, M. Weber, K. Brunotte et al. "Load-Adapted Surface Modifications to Increase Lifetime of Forging Dies", Key Engineering Materials 926:1178–1187, 2022 (doi: 10.4028/p-5l24m7)

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 35 – 47
https://doi.org/10.25819/ubsi/10995

Berechnung der Zustellkurven für Freiformbiegeprozesse mit einem inversen FE-Modell

Christian Thoma[1,a *] und Peter Groche[1,b]

[1]Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen, Technische Universität Darmstadt,

Otto-Berndt-Straße 2, 64287 Darmstadt, Germany

[a]christian.thoma@ptu.tu-darmstadt.de, [b]peter.groche@ptu.tu-darmstadt.de

Keywords: Drei-Rollen-Schubbiegen, Spaltprofilbiegen, inverse FE-Simulation, Freiformbiegen

Abstract. In vielen Anwendungsbereichen werden komplexe gebogene Profile benötigt. Als Beispiel sind hier Schienen und Handläufe an Geländern zu nennen. Aber auch die Architektur, das Design und die Fahrzeugindustrie setzen auf solche Profile. Diese freiformgebogenen Bauteile können durch Schubbiegeverfahren wie z.B. das Drei-Rollen-Schubbiegen, Matrizen-Schubbiegen aber auch das Spaltprofilbiegen hergestellt werden.
Bei den Schubbiegeverfahren wird der Profilradienverlauf durch den Zustellverlauf des Werkzeugs bestimmt. Aufgrund der Kinematik und Plastomechanik im Biegeprozess entstehen insbesondere beim Anbiegen aber auch bei Radienübergängen instationäre Radienbereiche. In diesen Profilabschnitten kommt es zu einem Ausschwingen auf den angestrebten Radienwert, wodurch es zu unerwünschten Abweichungen vom Zielradienverlauf kommt.
In diesem Beitrag wird ein inverses FE-Modell vorgestellt, mit dem unter der Vorgabe des gewünschten Ziel-Radienverlaufs die erforderliche Zustellkurve berechnet werden kann. Dabei wird zum einen der Anbiegebereich möglichst kurz ausgeführt und zum anderen wird das Ausschwingen des konstanten Radienwertes im instationären Einlaufbereich weitgehend vermieden. Abschließend erfolgt die Validierung der durch das inverse FE-Modell bestimmten Zustellkurven durch ein konventionelles Simulationsmodell.

Einführung

Freiformbiegeverfahren bieten den Vorteil, dass die Biegekonturerzeugung nicht werkzeuggebunden erfolgt, sondern durch die Relativbewegung von einzelnen Werkzeugelementen zueinander [1]. Damit ist es möglich mit nur einem Werkzeugsatz nahezu beliebige Biegekonturen herzustellen [2].

Aufgrund der hohen Flexibilität der Formgebung sind die Einsatzbereiche für das Freiformbiegen umfangreich [2]. Sie werden in der Architektur bzw. dem Bauwesen [3,4], im Möbelbau [5], dem Brückenbau, dem Automobil- und dem Leichtbau [6] eingesetzt. Konkrete Anwendungsgebiete sind beispielweise im Bauwesen die gebogenen Handläufe einer Wendeltreppe [2] und im Fahrzeugbau Strukturbestandteile eines Chassis [6].

Die auftretenden Herausforderungen bei der Bestimmung von Zustellkurven für Freiformbiegeprozesse lassen sich im Wesentlich in zwei Kategorien einordnen. Zum einen geht es um die Einbringung eines hinreichend genauen mittleren Radienverlaufs und einer Bogensegmentlänge umso die geforderten Lageanforderungen der Bogensegmente aus der Konstruktion zu erfüllen [7]. Zum anderen entstehen beim Anbiegen mit konstanten Zustellwerten und bei Radienübergängen ein unerwünschter instationärer Radienbereich mit ausgeprägten Radienmaxima und -minima [6]. Durch die Annahme eines konstanten Zustellwerts der Zustellkurve bleiben die Geometrie und die Umformhistorie im bereits gebogenen Radiensegment innerhalb der Einspannlänge unberücksichtigt.
Während bezüglich des ersten Aspekts mehrere unterschiedliche Lösungsansätze [7] existieren, ist im Stand der Technik keine Ansatz zur Bestimmung der jeweiligen Zustellkurve vorhanden um den instationären Radienbereich zu minimieren oder gar vollständig zu

vermeiden. Dieser Ansatz sollte dabei die Geometrie und Umformhistorie des bereits umgeformten Bogensegments innerhalb der Einspannlänge berücksichtigen.

Es existieren einige regelungstechnische Ansätze für die Einstellung eines gewünschten Radienverlaufs. Die Schwierigkeit bestehet darin einerseits den Biegeradius in der Umformzone zu erfassen, welcher in der Regel durch das Werkzeugsystem unzugänglich ist. Andererseits ist es erforderlich aus dem gemessenen Radienwert in der Umformzone den entlasteten Radienwert zu bestimmen, was wiederum ein komplexes Modell erfordert. Erst wenn diese beiden Aspekte erfüllt sind, kann ein Regler den Radienverlauf entsprechend einstellen.[8]

Aus der dargelegten Problematik lässt sich abschließend die folgende Zielsetzung formulieren: Kann der instationäre Profilbereich vollständig vermieden werden und so direkt ohne ein Ausschwingen der Sollradius eingestellt werden?

Konventionelle FE-Modelle erfordern als Eingangsgrößen in der Regel Werkzeuggeometrien, -positionen und Materialdaten. Gängige Ausgangsgrößen sind beispielweise Spannungen, Dehnungen und die Geometrie des Bauteils. Inverse FE-Modelle invertieren diese Ein- und Ausgangsparameter von (konventionellen) FE-Modellen, sodass ursprüngliche Ausgangsgrößen wie Geometrien, Spannungen oder Dehnungen als Eingangsgröße verwendet werden können. Dadurch können beispielweise Materialeigenschaften oder Werkzeugbewegungen als Ausgangsgröße ermittelt werden.[9,10]

Eines der verbreitesten inversen FE-Modelle dient der Bestimmung der Fließkurvenkoeffizienten für den einachsigen Zugversuch [9,10]. Dabei werden zusätzlich zur gemessenen Zugkraft und der ermittelten technischen Dehnung der Zugprobe unter anderem die Dehnungsverteilung in der Einschnürung und die Geometrie der Einschnürung übergeben.

Stand der Technik

Es existieren unterschiedliche Freiformbiegeverfahren, die untereinander eine geringfügig abweichende Kinematik, Werkzeug- und Profilgeometrie aufweisen [1]. Die bekanntesten Verfahren sind das Drei-Rollen-Schubbiegen (DRSB) und das Drei-Rollen-Biegen (DRB). Aber es existieren auch Sonderverfahren wie beispielsweise das Matrizen-Schubbiegen [1] und das Spaltprofilbiegen [11,12]. Abbildung 1 veranschaulicht diese Verfahren schematisch.

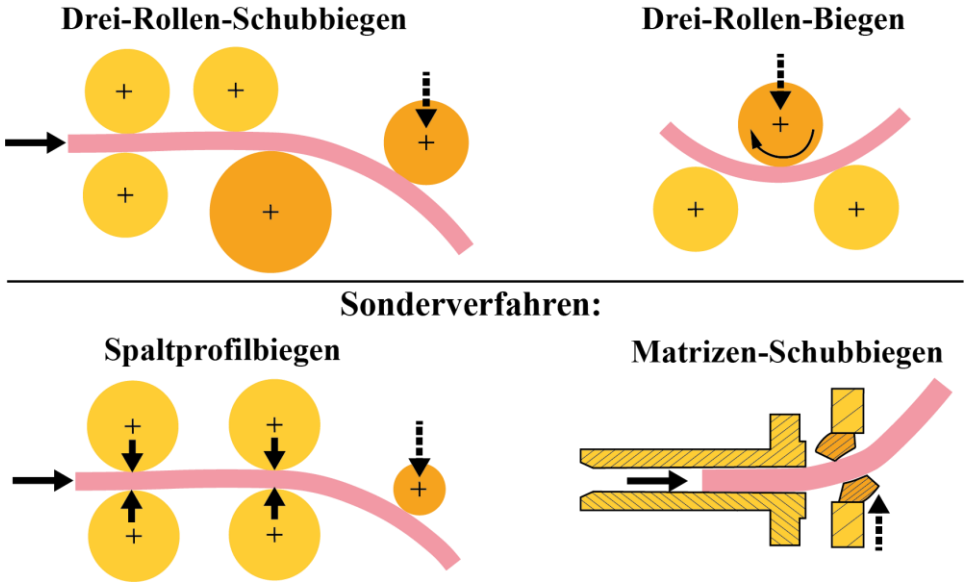


Abbildung 1: Schematische Darstellung einiger Freiformbiegeverfahren in Anlehnung an [1]

Abbildung 2 zeigt ein typisches freiformgebogenes Rohrbiegebauteil, welches im Anbiegebereich einen charakteristischen instationären Bereich aufweist. Die Länge des instationären Übergangsbereichs beträgt rund die doppelte Einspannlänge. Bei erstmaliger

Zustellung der Umformrolle entsteht das Radienminimum. Beim darauffolgenden Profilvorschubs entsteht dann das Radienmaximum und anschließend schwingt sich der konstante Radius aus. Beim abschließenden Auffahren entsteht ebenfalls ein Übergangsbereich, allerdings ohne den instationären Charakter. [6]

Die Ursache für die Entstehung des instationären Radienbereichs besteht darin, dass beim Anbiegen das Profilsegment innerhalb der Einspannlänge überwiegend noch nicht plastifiziert ist und unter Vernachlässigung der elastischen Biegung nahezu gerade ist. Durch den fortlaufenden Profiltransport des Radiensegments mit dem Radienminimum ändern sich die geometrischen Randbedingungen, was sich wiederum auf die Umformzone auswirkt. [6]

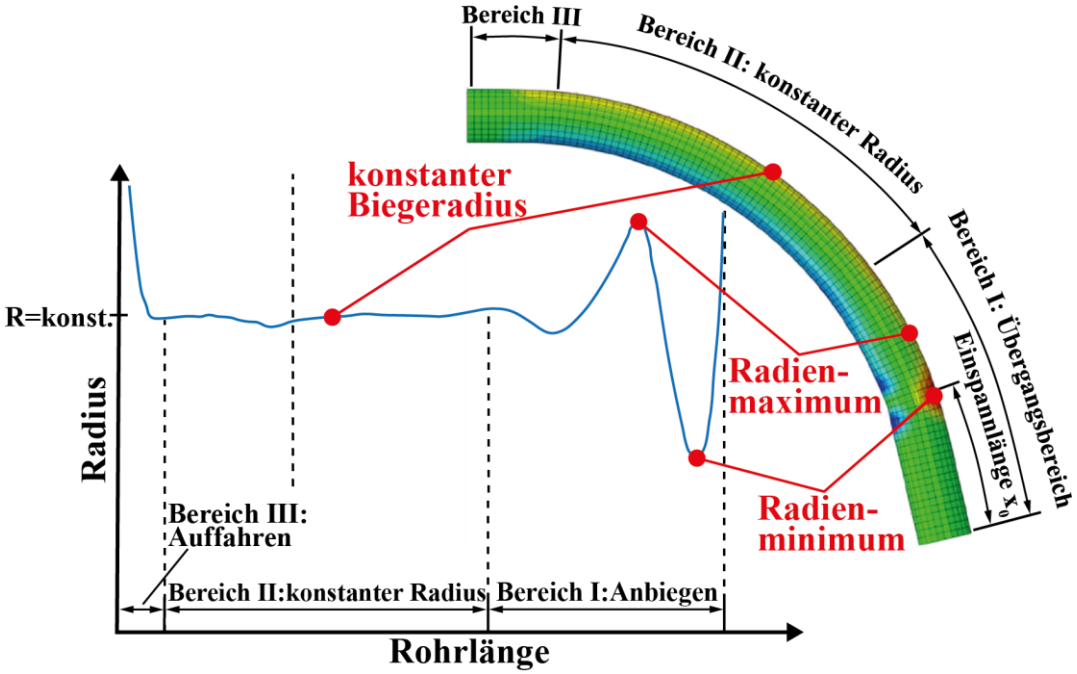


Abbildung 2: Typisches freiformgebogenes Rohrbiegebauteil mit zugehörigem charakteristischen Radienverlauf, in Anlehnung an [6]

Zahlreiche Autoren [6,7,13–18] analysieren die Profilkontur beim Freiformbiegen und berichten über die Entstehung des instationären Bereichs, welcher einen oszillierenden Radienverlauf aufweist.

Groth [7] untersucht zwar den Einfluss des Verschleifens der Zustellkurven und eine Überlagerung des Anfahrtswegs durch gleichzeitigen Profilvorschub und Zustellung der Umformrolle auf die Ausprägung des instationären Bereichs. Dabei leitet er aber keine Strategie ab, um diesen gezielt zu vermeiden. Beim Überschleifen werden die vorgegebenen NC-Koordinaten nicht vollständig angefahren, sondern eine Überschleifkurve generiert, die starke Beschleunigungsübergänge vermeidet. Dadurch werden allerdings die vorgegebenen Koordinaten nur annähernd angefahren. Vielmehr fokussiert sich Groth auf die Entwicklung einer Methodik, um mithilfe von Kompensations- und Korrekturmethoden Lageabweichungen der Radienkontur iterativ zu minimieren. Dabei bleibt der instationäre Radienbereich bestehen, d.h. dieser Bereich wird nicht vermieden, aber bei der Auslegung von lagegenauen Biegekonturen mitberücksichtigt.

Andere Autoren [16–18] überlagern das Anbiegen mit einer zum Vorschub ansteigenden Zustellung, sodass dadurch zwar das Radienminimum reduziert wird, aber die Länge des Anbiegebereichs überwiegend gleich bleibt.

Gerlach [18] überträgt die elementaren Berechnungsmethoden von Blechbiegeprozessen auf das Biegen von Rundrohren. Aufbauend darauf entwickeln Engel & Kopfer [19] ein Berechnungsmodell auf Basis eines einseitig eingespannten Biegebalkens, womit der Anbiegebereich bis zum Radienminimum analytisch berechnet werden kann. Eine

Bestimmung der darauffolgenden Radienmaxima und des konstanten Radienverlaufes ist nicht möglich.[7]

In der industriellen Praxis werden häufig und immer noch die Parameter zur Herstellung einer sollkonturnahen Biegegeometrie iterativ ermittelt. Bei der Verwendung von herkömmlichen FE-Modellen sind zur Bestimmung der Zustellparameter eine Vielzahl von Iterationsschritten erforderlich, sodass eine Auslegung durch diese meist nicht praktikabel ist. [2]

Es existieren auch Ansätze [8] durch Vorgabe eines Sollwertes durch einen Regler den Biegekonturverlauf einzustellen. Hierbei liegt die Schwierigkeit darin, dass aufgrund der Unzugänglichkeit der Umformzone und der noch nicht erfolgten Rückfederung der Biegekontur diese messtechnisch nicht erfasst werden kann, um diese entsprechend einzuregeln. Während einige Modelle zur Bestimmung der Zustellparameter für Freiformbiegeprozesse existieren, gibt es bis heute keine Ansätze, um gezielt Zustellkurvenverläufe für die Vermeidung des instationären Radienbereichs zu bestimmen und direkt den Soll-Radienverlauf einzustellen.

Aufbau des konventionellen Simulationsmodells

Um das inverse FE-Modell zur Bestimmung der Zustellkurve zu implementieren, werden zunächst zwei konventionelle FE-Modelle aufgebaut und anhand einiger relevanter Modellparameter hinsichtlich Konvergenz und Sensitivität untersucht und anschließend optimiert. Ziel dabei ist es, ein Optimum aus der Güte des berechneten Radienverlaufs bei gleichzeitig geringer Simulationszeit zu erreichen. Es ist davon auszugehen, dass ein stark schwankernder berechneter Radienverlauf im späteren inversen FE-Modell ebenfalls zu schwankenden Zustellkurven oder sogar zu Divergenz des inversen Modells führen kann.

Abbildung 3 zeigt die beiden aufgebauten FE-Modelle mit den relevanten konstanten geometrischen Abmessungen. In der linken Abbildung befindet sich das Modell des DRSB und auf der rechten Seite ein daraus abgeleitetes Ersatzmodell, bei dem die Stütz- und Biegerolle durch einen vollflächigen Niederhalter mit vergleichbarer Außenkontur ersetzt wird. Der Abstand zwischen Biegerolle bzw. Niederhalter und der Umformrolle beträgt bei beiden Modellen 197,5 mm. Dieser Aufbau des Ersatzmodells wird auch in [18] beschrieben und dient hier dazu, eine stabilere Simulationsgrundlage für das inverse FE-Modell zu erhalten. Zwar führt das Ersatzmodell mit den Niederhaltern zu gering abweichenden Radienwerten im Vergleich zu dem Modell mit Rollen, da aber zunächst die relative Abbildung und Stabilität des Simulationsmodells wichtiger als absolute Radienwerte sind, wird dieses zunächst für das inverse Modell verwendet.

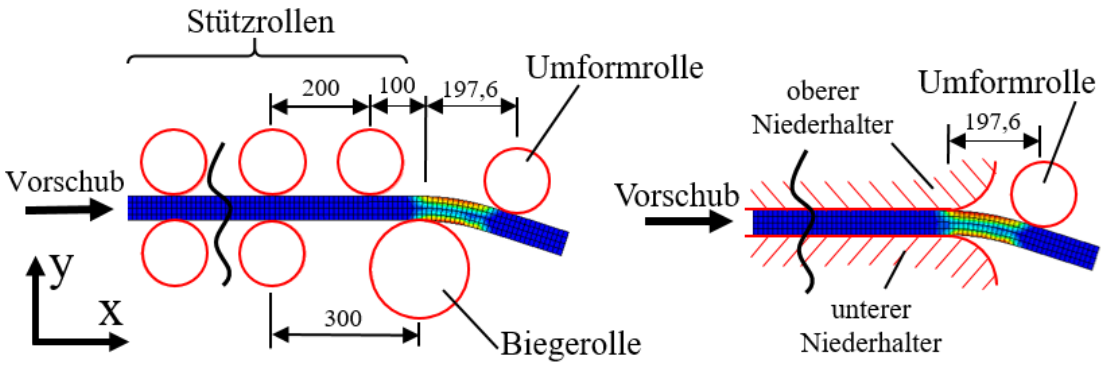


Abbildung 3: Links: FE-Modell des DRSB. Rechts: vereinfachtes FE-Modell mit Niederhalter, Abmessungen in mm

Beide FE-Modelle sind zweidimensional aufgebaut und bilden eine Vierkantstange aus Vollmaterial ab. Grund hierfür ist die mögliche Verwendung einer geringen Elementenanzahl, um damit die Rechenzeit möglichst gering zu halten. Dabei wird die Querschnittsveränderung

in der dritten Dimension (hier z-Richtung) vernachlässigt. Diese Modellannahme kann getroffen werden, da primär die qualitative Abbildung des Radienverlaufs im Fokus steht.

Bezüglich der kinematischen Positionierung der Umformrolle, wurde die lineare Anfahrstrategie (vgl. Groth [7]) modelliert, bei der die Umformrolle nur in y-Richtung entsprechend der Zustellkurve positioniert wird. Innerhalb dieser Anfahrstrategie ist hervorzuheben, dass der Profilvorschub erst dann beginnt, wenn der erste Wert der Zustellkurve (bzw. der konstante Zustellwert) erreicht ist. Dies ermöglicht es den ersten Radienwert (beim konstanten Zustellverlauf das Radienminimum) schnellstmöglich zu erreichen, und den Anbiegebereich möglichst kurz zu halten. Weitere Randbedingungen und Modellparameter der beiden zweidimensionalen FE-Modelle befinden sich in der Tabelle 1.

Tabelle 1: Modellparameter der beiden Simulationsmodelle

Bezeichnung	Wert	Bezeichnung	Wert
FEM-Software	Marc Mentat 2019	Querkontraktionszahl	0,33
Abmessungen der Vierkantstange	2000 mm x 50 mm x 50 mm (l x h x t)	Zustellung Diskretisierungsanalyse (y-Richtung)	40 mm
Elementtyp	quad 4 (2D Elemente mit 4 Integrationspunkten)	Hebelarmlänge (x-Richtung)	197,5 mm
Anzahl der Elemente in Profilhöhe (y-Richtung)	4	Radius der Stützrollen	67,5 mm
Kontaktberechnung	Node to Segment, reibungsfrei	Radius der Biegerolle und der Niederhalter	100 mm
Material	DD11	Radius der Umformrolle	67,5 mm
Materialmodell	Isotrop, von Mises	gesamter Vorschubweg Profils (x-Richtung)	1500 mm
E-Modul	200 000 N/mm²		

Die in der obigen Tabelle 1 nicht vorhandenen Modellparameter werden aufgrund der Konvergenzanalyse im folgenden Abschnitt variiert. Als Start- und Referenzwerte werden, die in der mittleren Spalte der Tabelle 2 aufgeführten Werte, herangezogen. Werte mit der Kennzeichnung „default“ stellen die voreingestellten Werte bzw. die durch die Simulationssoftware Marc Mentat 2019 selbst bestimmen Modellparameter dar.

Konvergenzanalyse des konventionellen FE-Modells

Das Ziel der im folgenden aufgezeigten Konvergenzanalyse ist es, die relevanten Modellparameter bzw. deren Einfluss auf die Güte des Radienverlaufs und der Simulationsdauer zu ermitteln. Das übergeordnete Ziel hierbei ist es, für das aufzubauende inverse FE-Modell eine gute Grundlage des Konvergenzverhaltens des zu ermittelnden Zustellwertes zu gewährleisten und die Simulationsdauer gering zu halten, welche zwangsweise durch die zusätzlichen Iterationsschleifen ansteigen wird.

Für die variierten Parameter wurden insgesamt vier Modellparameter ausgewählt. Diese sind die Elementkantenlänge in x-Richtung (bzw. die Anzahl der Elemente in x-Richtung), die Anzahl der Inkremente je mm Vorschubweg, die Krafttoleranz (force tolerance) als Konvergenzkriterium der jeweiligen Inkremente, der Kontaktgewichtungsfaktor (contact bias factor) und die Kontakttoleranz (contact tolerance), die den Wert definiert, wie genau die Kontaktbedingungen erfüllt werden.

Für die Konvergenzanalyse werden die Parameter des beschriebenen Modells aus der Tabelle 1 herangezogen. Dabei wird eine konstante Zustellung der Biegerolle von 40 mm gesetzt, woraus ein mittlerer Radius von 467 mm resultiert. Die Zustellung der Umformrolle erfolgt ohne Vorschub, anschließend wird der Profilvorschub gestartet und die Umformrolle verbleibt bei der gesetzten Zustellung.

Tabelle 2: Gewählte Modellparameter vor und nach der Konvergenzanalyse

Modellparameter	Startwert	finaler Referenzwert
Elementkantenlänge in Vorschubrichtung (x)	10	10
Inkremente je mm Vorschub (Inkrement gesamt)	0,63 (1000)	1,30 (2000)
Krafttoleranz (force tolerance)	0,1 (default)	0,001
Kontaktgewichtungsfaktor (contact bias factor)	0,95 (default)	0,95 (default)
Kontakttoleranz (contact tolerance)	0,5 (default)	0,01

Ausgehend von den in Tabelle 2 (mittlere Spalte) gelisteten Startwerten, werden die Parameter teilfaktoriell variiert. Die gewählten Variationswerte sind in Tabelle 3 aufgelistet. Nicht für alle Werte der Modellparameter werden Größen definiert. Die nicht durchgeführten Werte bzw. Zellen sind in der Tabelle deshalb durchgestrichen.

Tabelle 3: Variierte Modellparameter der Konvergenzanalyse

Bezeichnung Parameter	Wert 1	Wert 2	Wert 3	Wert 4	Wert 5
Elementkantenlänge in Vorschubrichtung (x)	10	5	1	-	-
Inkremente je mm Vorschub (Inkremente gesamt)	0,19 (300)	0,33 (500)	0.63 (1000)	1,30 (2000)	2,60 (4000)
Krafttoleranz	0,1	0,05	0,005	0,001	-
Kontaktgewichtungsfaktor	0,95	0,6	0,99	-	-
Kontakttoleranz	0,5	0,1	0,01	0,001	0,0001

Für die Bewertung der Güte des Radienverlaufs wird der stationäre Radienbereich herangezogen. Dieser wird anhand der Position der Knoten auf dem mittleren Längspfad des Profils (neutrale Faser) berechnet. Für die Berechnung wird Formel (1) nach [20] herangezogen, wobei die Ableitungen $f'(x)$ und $f''(x)$ diskret anhand der Stützstellen berechnen wird. Diese Stützstellen sind die x-y-Positionen der Knoten der Profilmittellinie. Eine Glättung der ermittelten Radienwerte erfolgt nicht.

$$R(x) = \frac{(1 + f'(x)^2)^{\frac{3}{2}}}{f''(x)} \tag{1}$$

Im stationären Radienbereich wurden die jeweiligen Standardabweichungen aus den dort vorliegenden Radienwerten ermittelt. Für die Konvergenzanalyse mit einer Profillänge von 2000 mm und einem Vorschubweg von 1500 mm, wird der stationäre Bereich von 380 mm (unmittelbar nach dem Anbiegen) bis 1240 mm (Bereich kurz vor dem Auffahren) definiert. (Vgl. hierzu auch Abbildung 3 und Abbildung 9.)

Die Standardabweichung beschreibt hier die mittlere Abweichung von dem durchschnittlichen Radienwert im stationären Bereich. Dabei wurde ausschließlich die normalisierte Standardabweichung verwendet. Bei einer zu hohen Standardabweichung können das Radienminimum und -maximum nicht von den Radienwerten im konstanten Bereich unterschieden werden. Außerdem verursachen bereits kleinere Radienabweichungen ebenfalls eine Änderung des Zustellwertes was absolut unerwünscht ist.

Das Diagramm links unten der Abbildung 4 zeigt die ermittelten Standardabweichungen. Dabei fällt deutlich auf, dass die Elementkantenlänge und die Anzahl der Inkremente je Vorschubweg den größten Einfluss auf die Standardabweichung haben. Besonders auffällig ist, dass mit geringerer Elementkantenlänge (bzw. eine höhere Anzahl an Elementen) die Standardabweichung deutlich steigt. Aus diesem Grund wurde die Elementkantenlänge von 10 mm beibehalten und lediglich die Anzahl der Inkremente erhöht. Ein weiterer Grund für die Beibehaltung ist der Fokus auf eine präzise Abbildung des instationären Anbiegeverhaltens und einer schnellen Simulation, nicht aber auf eine absolut genaue Abbildung des korrekten Radienverlaufs. Die übrigen Größen haben einen geringeren Einfluss auf die Standardabweichung.

Die beiden oberen Diagramme in der Abbildung 4 zeigen die Simulationszeiten der jeweiligen Modellparameter. Dabei zeigt das rechte Diagramm einen vergrößerten Ausschnitt des vollständigen Diagramms (links oben). Diese wurde mit einem Thread eines Intel i7-10700 berechnet. Dabei gilt allerdings zu beachten, dass die Werte aufgrund der Auslastungsschwankungen des PC-Gesamtsystems schwanken können, aber jeweils nur eine Stichprobe erhoben wurde.

Aus den oberen Diagrammen geht hervor, dass die minimal benötigte Simulationsdauer bei 0,63 Inkrementen je mm Vorschub ein Optimum aufweist, ansonsten ist im Gegensatz zur Elementanzahl und Krafttoleranz nur ein geringfügiges Ansteigen zu verzeichnen.

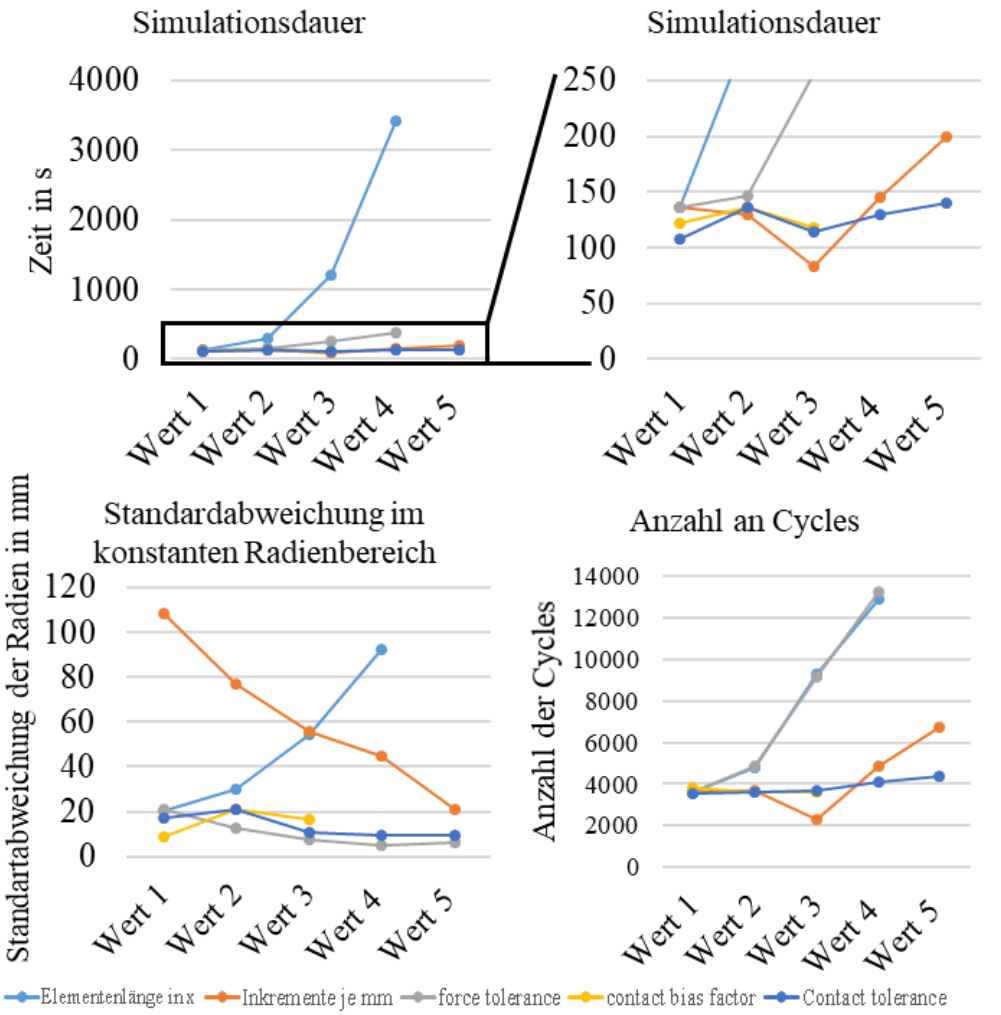


Abbildung 4: Ergebnisse der Konvergenzanalyse. Links unten: Standardabweichung. Oben: Simulationsdauer. Rechts unten: Anzahl der Cycles

In dem Diagramm rechts unten der Abbildung 4 ist die benötigte Anzahl des Cycles für die Gesamtsimulation dargestellt. Die Anzahl Cycles kennzeichnet die Gesamtzahl an notwendigen Lösungsschritten, die in den jeweiligen Inkrementen erforderlich sind, um Konvergenz zu erreichen. Eine ansteigende Anzahl der Cycles stellt demnach einen höheren numerischen Aufwand dar. Allerdings gilt zu beachten, dass beispielsweise bei der Erhöhung der Elementanzahl bei gleicher Anzahl der Cycles die Simulationszeit stark ansteigt.

Das Diagramm in der Abbildung rechts unten zeigt bis auf die Elementkantenlänge in x-Richtung die gleichen Tendenzen wie das Diagramm mit der Simulationsdauer auf, abgesehen von dem Verlauf der Elementkantenlänge. Grund hierfür ist, dass für die erhöhte Elementanzahl nicht zwangsweise mehr Cycles erforderlich sind, aber die Berechnung eines einzelnen Cycles deutlich mehr Zeit in Anspruch nimmt.

Auf Basis der durchgeführten Konvergenzanalyse werden für den weiteren Verlauf der Simulationen die in der rechten Spalte der Tabelle 2 befindlichen Parameter gewählt. Abgesehen von Elementkantenlänge (bzw. Elementanzahl) und Kontaktgewichtungsfaktor werden diese soweit geändert, dass die Standardabweichung reduziert wird. Der Kontaktgewichtungsfaktor wird nicht verändert, da hier kein eindeutiger Trend zu erkennen ist.

Abschließend wurden für den in der rechten Spalte gezeigten Referenzparametersatz die Simulationen erneut durchgeführt. Hierbei konnte eine Standardabweichung von 0,67 mm (anstatt 20,6 mm) bei einer Simulationsdauer von 315 s (anstatt 136 s) erreicht werden. Diese erreichten Werte stellen für das aufzubauende inverse FE-Modell einen guten Kompromiss aus Güte des Radienverlaufs und Simulationszeit dar.

Aufbau des inversen FE-Modells

Das in diesem Paper vorgestellte inverse FE-Modell wird anhand eines vereinfachten DRSB-Modells erarbeitet, lässt sich aber entsprechend auf weitere Freiformbiegeprozesse übertragen.

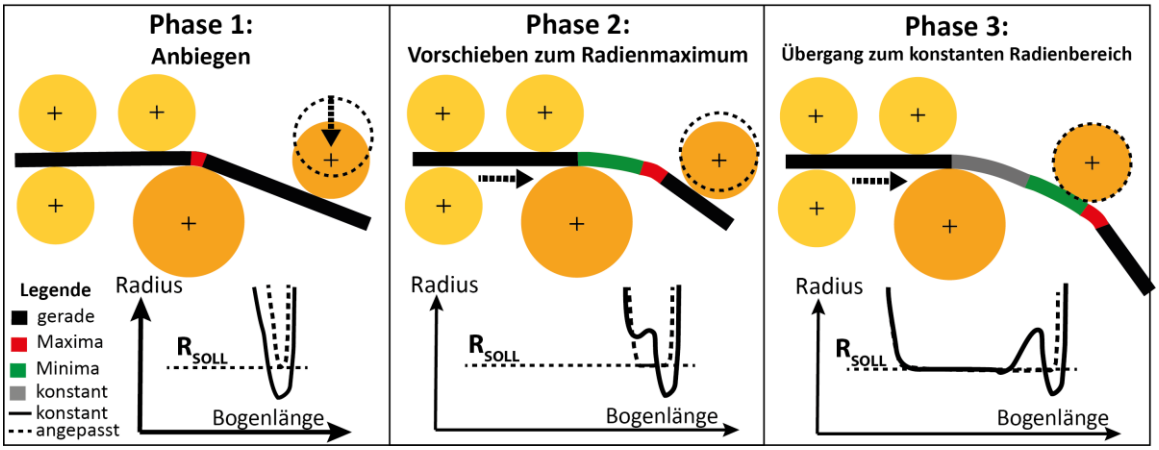


Abbildung 5: Drei Phasen der Entstehung des instationären Radienbereichs vs. erforderliche Position der Umformrolle zur Vermeidung des instationären Radienbereichs

Abbildung 5 veranschaulicht die drei Phasen zur Entstehung des instationären und anschließend konstanten Radienbereichs. Des Weiteren sind durch die gestrichelten Linien die eigentlich erforderliche Zustellposition der Umformrolle eingezeichnet, sowie der daraus resultierende Radienverlauf. Dabei ist der bereits entsprechend plastifizierte Radienbereich vereinfacht schematisch dargestellt und der Radius farblich hervorgehoben.

In der Phase 1 erfolgt das Anbiegen, in dem bei konstanter Zustellung das Radienminimum entsteht. Beim Zufahren des konstanten Zustellwerts wird aufgrund der fehlenden Krümmung innerhalb der Einspannlänge das Profil in der Umformzone immer überbogen, was zu einem Radienminimum führt. In Phase 2 bewegt sich bei anschließendem Profilvorschub das

Radienminimum weiter Richtung Umformrolle. Dabei entsteht das Radienmaximum. Abschließend schwingt in Phase 3 das Radienmaximum zum konstanten Radienbereich aus. Wie in der Abbildung durch die gestrichelte Linie dargestellt, sollte das inverses FE-Modell beim Anbiegen die Umformrolle nur so weit zustellen, dass das entstehende Radienminimum lediglich dem gewünschten stationären Radienwert entspricht. Beim anschließenden Vorschieben des Profils muss die Rolle entsprechend der Geometrie und Elastomechanik des eingespannten Radiensegments positioniert werden, um den Radienwert konstant zu halten.

Abbildung 6 zeigt das Ablaufdiagramm des inversen FE-Modells mit den zwei übergeordneten Schleifen. In der ersten Phase findet das Anbiegen (n=1) statt. Nachdem das DRSB-Modell entsprechend mit einem Startwert für die Umformrollenzustellung y_{Start} aufgebaut ist, wird zunächst der erste Belastungsfall das Anbiegen ohne Vorschub durchgeführt. Anschließend werden die Rollen entfernt, um die Rückfederung des belasteten Profils zu ermöglichen. Nach Ablauf der Simulation wird der Radienverlauf ausgewertet.

Wie bereits im Kapitel der Sensitivätsnalyse erwähnt, wird der Radienverlauf an allen Knoten der Profilmitte ausgewertet. Während des Anbiegevorgangs (n=1) ist der zu optimierende Radienwert immer das Radienminimum. Liegt der Ist-Radienwert nicht innerhalb einer definierten Toleranz, siehe Gleichung (2), wird mithilfe der Optimierungsfunktion ein neuer Startwert y_{Start} bestimmt. Falls der Ist-Radienwert innerhalb der definierten Toleranz liegt, siehe Gleichung (2), so wir das Bogenlängeninkrement n um eine Einheit inkrementiert n=n+1. Für die im folgenden durchgeführte Berechnungen wird der Toleranzwert empirisch auf R_{toll}= 0,1 mm festgelegt.

$$R_{Soll} - R_{toll} < R_{Ist} < R_{Soll} + R_{toll} \tag{2}$$

Ist der Soll-Radienwert eingestellt, erfolgt die erste Phase mit Profilvorschub (n=2). Hierfür wird das Modell durch den Belastungsfall „Vorschieben und y_{zu} anpassen“ ergänzt, in dem der Profilvorschub erfolgt. Das Speichern eines Restartfiles erfolgt nun zwischen dem Belastungsfall Vorschieben und Rückfedern, welches vor jeder Iteration wieder eingeladen wird. Somit werde alle berechnete Inkremente bei denen $R_{Ist} \neq R_{Soll}$ und der Profilrückfederung dienen verworfen. Alle Inkremente der Rückfederungs- bzw. Entlastungssimulationen die nach jedem Bogensegment erfolgen, werden ebenfalls verworfen.

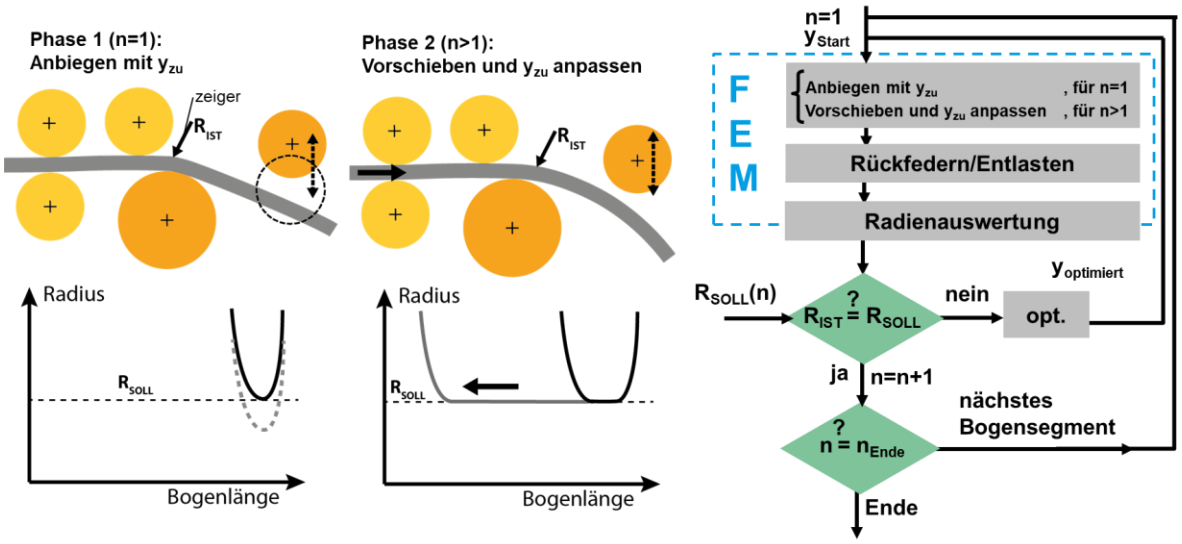


Abbildung 6: Ablaufdiagram des inversen FE-Modells

Ausgehend von dem in n=1 bestimmten Radienminimum wird ein Zeiger gesetzt (siehe Abbildung 6), der bei n=n+1 um das Vorschubinkrement weiter entlang der Bogenlänge zeigt,

an dem sich der Radius bei R(n=2) einformt. Somit zeigt der Zeiger genau auf den Mittelpunkt der beinflussbaren Umformzone.

An dieser Stelle werden Restartfiles verwendet, um die Simulation nicht von Anfang an durchführen zu müssen, sondern ab dem vorher konvergierten Zustellwert. Ist auch im nächsten Bogenlängeninkrement die Konvergenz des Zustellwerts erreicht, so werden das Profil und der Zeiger wiederum um das Vorschubinkrement verschoben, bis die gewünschte gebogene Bogenlänge erreicht ist.

Für das entsprechend formulierte Optimierungsproblem kann das Newton-Raphson [21] Verfahren, oder ein beliebiges andere Optimierungsverfahren verwendet werden. Die Schrittweite des Bogenlängeninkrements entspricht der Elementkantenlänge in x-Richtung. Der Modellaufbau, die Realisierung der beiden äußeren Schleifen, sowie die fortlaufende Auswertung, Modifizierung und das Starten der Simulation werden durch ein Pythonskript realisiert.

Es lässt sich festhalten, dass durch zwei übergeordnete Schleifen das konventionelle DRSB-FE-Modell invertiert werden kann. Damit lassen sich die Radienwerte an jedem Bogenlängeninkrement einstellen und die erforderliche Zustellkurven ausgeben.

Ergebnisse

Im folgenden Abschnitt werden einige ermittelte Zustellkurven und die entsprechend resultierenden Radienverläufe aufgezeigt, bei denen das DRSB-Ersatzmodell verwendet wurde (siehe Abbildung 3 rechts). Dabei erfolgt die Gegenüberstellung durch die mit dem konventionellen FE-Modell ermittelten Radienverläufen mit konstanten Zustellkurven. Die inkrementelle Bogensegmentlänge an dessen Stützstellen die Optimierung stattfindet, wird entsprechend der Elementkantenlänge auf 10 mm gesetzt (vgl. siehe Tabelle 2).

Abbildung 7 links zeigt die mit dem inversen FE-Modell bestimmten Zustellkurven für die Zielradienwerte R = 490 mm und R = 600 mm sowie die äquivalenten Zustellkurven mit konstanter Zustellung in Abhängigkeit des Vorschubweges. Es fällt auf, dass der erste Zustellwert aus dem inversen Verlauf deutlich geringer ausfällt. Dieser steigt anschließend degressiv an, bis der konstante Zustellwert erreicht ist.

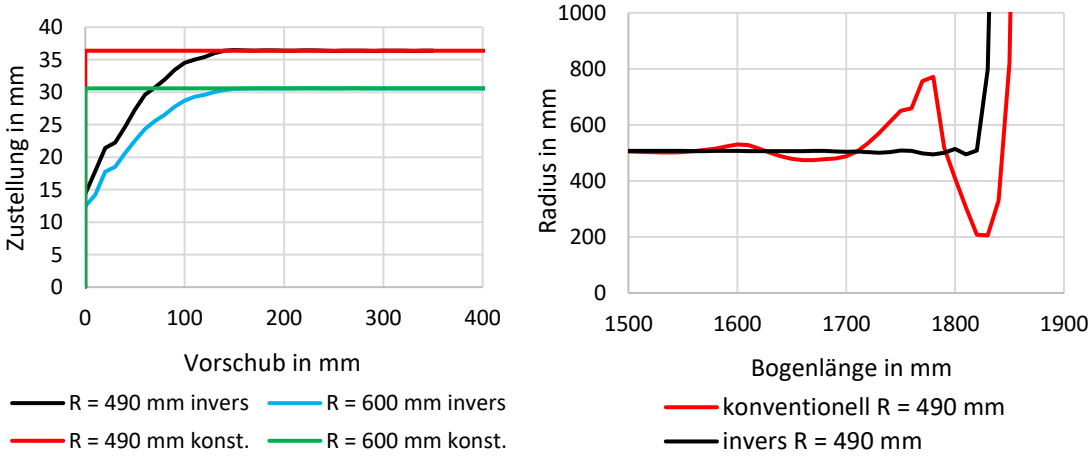


Abbildung 7: Links: Zustellkurven des inversen und konventionellen Modells. Rechts: Radienverlauf mit linearem und invers berechnetem Zustellverlauf

Wie Abbildung 7 rechts für den Radienwert R = 490 mm zeigt, bleibt ein Überbiegen des Profils (Radienminimum) und des daraus entstehenden charakteristischen Radienverlaufs aus. Somit ist es möglich den instationären Bereich nahezu vollständig zu vermeiden und den Anbiegebereich damit stark zu verkürzen. In dem gezeigten Fall reduziert sich die Abweichung des Radienmaximum auf 7 mm (anstatt 264 mm) und das Radienminimum auf 13 mm (anstatt 302 mm) in Bezug zum konstanten Radienbereich.

In Abbildung 8 sind die Abweichungen der Radienmaxima und -minima sowohl aus der Simulation mit konstanten Zustellwerten als auch aus dem inversen FE-Modell aufgetragen. Die Radienwerte des konstanten Bereichs reichen hier von 350 mm bis 900 mm. Über alle acht unterschiedlichen Radienwerte konnte im Mittel das Radienminimum um 95 % und das Radienmaximum um 96 % verringert werden. Die stärkste Verringerung eines der Radienmaxima und -minima von 96 % bzw. 97 % erfolgt bei dem stationären Radienwert 490 mm.

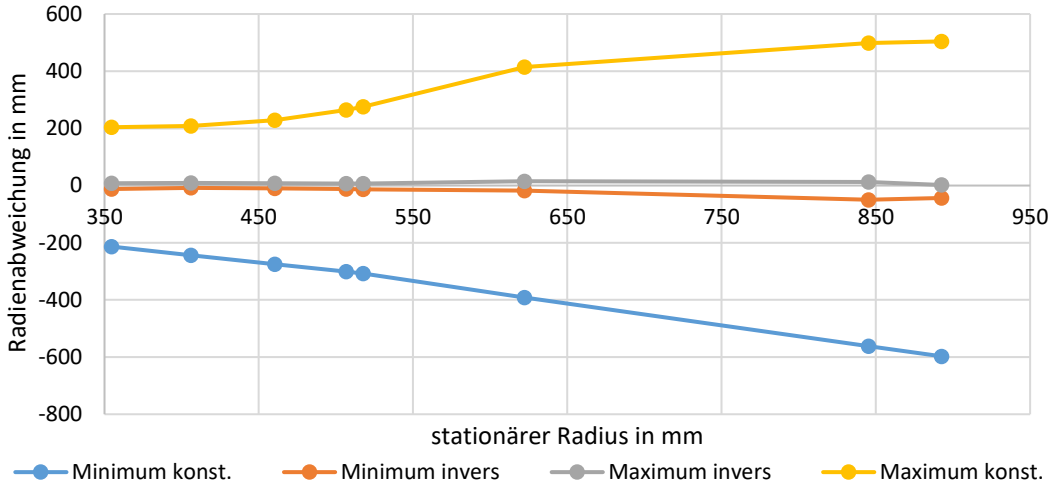


Abbildung 8: Abweichungen der Radienminima und -maxima in Bezug auf den stationären Radienwert des konventionellen und inversen FE-Modells

Das Diagramm in Abbildung 9 zeigt zwei Radienverläufe mit einer Bogensegmentlänge von 450 mm und einem stationären Radienwert von 490 mm. Während der Radienverlauf aus dem inversen FE-Modell und die Bogensegmentlänge von 450 mm als Eingangsparameter übergeben wurden, musste der konventionell bestimmte Radienverlauf aufwändig manuell iterativ auf die geforderte Bogensegmentlänge eingestellt werden. Grund hierfür ist, dass der Profilvorschubweg nicht mit der Bogensegmentlänge identisch ist.

Die Ursache für die Verschiebung zwischen den beiden Radienverläufen liegt darin begründet, dass beim Überbiegen des Radienminimums sich die Anbiegeposition verschiebt. Bei kleiner werdendem Minimum bewegt sich dieses in Richtung größerer Bogenlängenpositionen (Tote Länge am Profilende). Dieser Versatz muss ansprechend berücksichtigt werden.

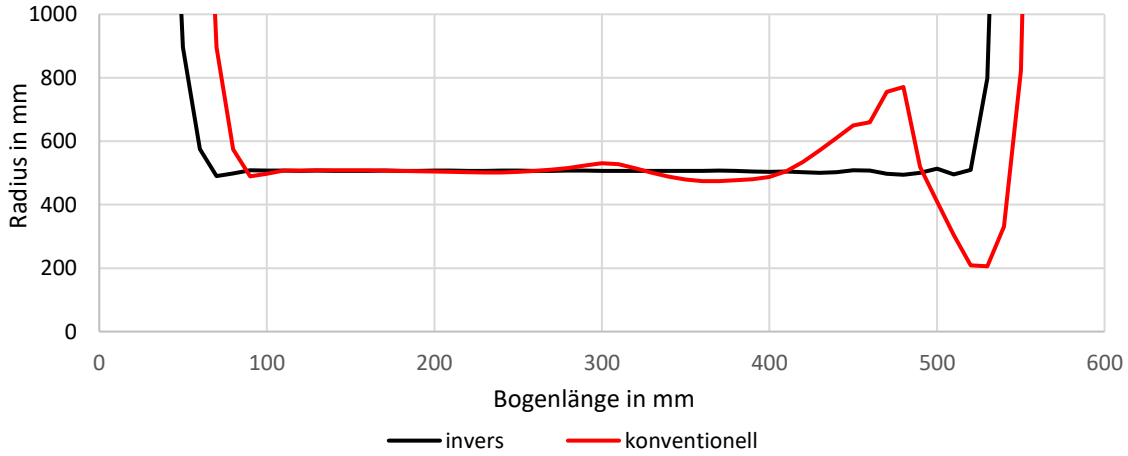


Abbildung 9: 450 mm langes Bogensegment durch das inverse und konventionelle (konstanter Zustellverlauf) FE-Modell simuliert

Anhand der gezeigten Radienverläufe lässt sich ableiten, dass es durch die invers berechneten Zustellkurven potenziell möglich ist, Radiensegmente mit geringeren Radienwerten umzuformen. Im Gegensatz zu konstanten Zustellverläufen entstehen hierdurch keine potenziell kritischen Radienminima bei denen Profilversagen aufgrund von Spannungsüberhöhungen zu erwarten ist. Somit bietet die vorgestellte Berechnung der Zustellkurve das Potential, die Prozessgrenzen bei Freiformbiegeprozessen zu erweitern.

Zusammenfassung

Aufbauend auf einem vereinfachten FE-Modell für das DRSB erfolgte die Invertierung dieses Modells, sodass unter Vorgabe eines Radienverlaufs die erforderliche Zustellkurve numerisch bestimmt werden kann.

Auf Grundlage der durchgeführten Konvergenzanalyse des DRSB-Modells hinsichtlich Güte des Radienverlaufs wurden die Modellparameter Anzahl der Inkremente je Vorschubweg, Krafttoleranz und Kontakttoleranz entsprechend eingestellt. Hiermit konnte eine niedrige Standardabweichung der konstanten Radienwerte von 0,67 mm bei einem moderaten Anstieg der Simulationszeit erreicht werden, was für eine stabile Konvergenz der zu ermittelnden Zustellwerte zielführend ist.

Das invertierte DRSB-Modell wurde mithilfe von zwei Schleifen anhand eines Pythonskriptes realisiert. Hierbei optimiert die innere Iterationsschleife den gesuchten Zustellwert unter Vorgabe des Radienwertes. Die äußere Schleife ermöglicht den inkrementellen Profilvorschub und damit die Einbringung der Radienwerte in Abhängigkeit der Bogenlängenposition. Die anschließende Gegenüberstellung der konventionell und invers berechneten Radienverläufe mit identischen konstanten Radienwerten, zeigt ein nahezu vollständiges Ausbleiben des instationären Radienbereichs bei den invers berechneten Zustellkurven.

Für insgesamt 8 betrachtete Radienwerte von 350 mm bis 900 mm konnten das Radienminimum im Mittel um 95 % und das Radienmaximum um 96 % reduziert werden. Des Weiteren erfolgte ein Vergleich zwischen einem invers und konventionell berechneten Radiensegment. Während die Segmentlänge des invers berechneten Bogensegments durch die gegebenen Radienverläufe vorgegeben und eingehalten wurde, waren für den konventionellen Ansatz mehrere manuelle Iterationen notwendig, da der erforderliche Vorschubweg unbekannt war.

Die invers berechneten Zustellkurven bieten das Potenzial, die Prozessgrenzen in Richtung kleinerer Radiensegmente zu erweitern, indem beim Anbiegen kein Radienminimum entsteht, welches versagenskritische Spannungen aufweist und daher zum Bauteilversagen führt.

Zukünftig ist es denkbar, dass vereinfachte inverse FE-Modell des DRSB auf andere komplexere Modelle und Freiformbiegeprozesse, wie beispielweise das DRB, das 3D-DRSB oder das Spaltprofilbiegen zu übertragen. Dabei ist auch eine Vorgabe von Lagerandbedingungen an das Modell möglich. Abschließend kann auf Basis dieses inversen FE-Modells eine Methodik zur Auslegung von Freiformbiegeprozessen abgleitet werden, bei denen zusätzlich noch weitere Prozessrandbedingungen, wie beispielweise die minimale Größe des Anbiegebereiches und des Übergangsbereiches einfließen müssen, welche sich physikalisch nicht vermeiden lassen.

Literaturverzeichnis

[1] VDI 3430. Rotationszugbiegen von Profilen: Beuth Verlag GmbH; 2014.

[2] Kersten S. Prozessmodelle zum Drei-Rollen-Schubbiegen von Rohrprofilen [Zugl.: Siegen, Univ., Diss., 2013]. Aachen: Shaker; 2013.

[3] Dirksen U. Testumgebung für Prozessregelungen zum Drei-Rollen-Profilbiegen mit virtuellem und realem Biegeprozess [Zugl.: Dortmund, Techn. Univ., Diss., 2008]. Aachen: Shaker; 2008.

[4] Chatti S. Optimierung der Fertigungsgenauigkeit beim Profilbiegen [Zugl.: Dortmund, Univ., Diss., 1997]. Aachen: Shaker; 1998.

[5] Franz W-D. Maschinelles Rohrbiegen: Verfahren und Maschinen. Düsseldorf: VDI-Verl; 1988.

[6] Engel B, Kersten S. Sensitivitätsanalyse beim Freiformbiegen von Rohrprofilen. In: Bauteile der Zukunft. Hannover: EFB, 2010; 2010.

[7] Groth S. Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen [Dissertation]. Düren: Shaker Verlag; 2020.

[8] Yang M, Shima S, Watanabe T. Model-based Control for Three-Roll Bending Process of Channel Bar. Journal of Engineering for Industry 1990;112(4):346–51. https://doi.org/10.1115/1.2899598.

[9] Coppieters S, Traphöner H, Stiebert F, Balan T, Kuwabara T, Tekkaya AE. Large strain flow curve identification for sheet metal. Journal of Materials Processing Technology 2022;308:117725. https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2022.117725.

[10] Murray-Smith DJ. The inverse simulation approach: a focused review of methods and applications. Mathematics and Computers in Simulation 2000;53(4-6):239–47. https://doi.org/10.1016/S0378-4754(00)00210-X.

[11] Groche P, Taplick C, Özel M, Mahajan P, Stahl S. Benefits of stress superposition in combined bending-linear flow splitting process. Int J Mater Form 2016;11(1):19–29. https://doi.org/10.1007/s12289-016-1325-4.

[12] Taplick C. Kombiniertes Hochkant-Biegen und Spaltprofilieren. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2016. Aachen: Shaker Verlag GmbH; 2016.

[13] Arnet H. Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung [Zugl.: Erlangen, Nürnberg, Univ., Diss., 1999]. Bamberg: Meisenbach; 1999.

[14] Staupendahl D, Tekkaya AE. Inline-Measurement of Complex Profile Contours for the Generation of Process Parameters Used in 3D-Bending. Future Trends in Steel Development, Processing Technologies and Applications 2017.

[15] Staupendahl D. 3D profile bending with five controlled degrees of freedom [Dissertation]. Düren: Shaker Verlag; Shaker Verlag; 2021.

[16] Vipavc D. Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen: FAU University Press; 2019.

[17] Engel B, Kopfer P. Improving the curvature of bent profiles by adjusting the process kinematics of the Three-Roll-Pushbending Process. 4th DORP 2011 - Dortmunder Kolloquium zum Rohr- und Profilbiegen 2011:127–30.

[18] Gerlach C. Ein Beitrag zur Herstellung definierter Freiformbiegegeometrien bei Rohren und Profilen [Zugl.: Siegen, Univ., Diss., 2010]. Aachen: Shaker; 2010.

[19] Kopfer P, Engel B. An approach to calculate the bending line of free-form-bent tubes based on analytical plasticity models. International Symposium on Plasticity 2013;2013.

[20] Taschenbuch der Mathematik. 8th ed. Frankfurt am Main: Deutsch; 2012.

[21] Deuflhard P. Newton methods for nonlinear problems: Affine invariance and adaptive algorithms. Beijing: Science Press; 2006.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 49 – 60
https://doi.org/10.25819/ubsi/10997

Beeinflussung der Umformzone durch segmentierte Niederhalter beim inkrementellen Profilbiegen

Tobias Kotzian[1, a *], Bernd Engel[1, b] und Peter Frohn-Sörensen[1, c]

[1]Lehrstuhl für Umformtechnik, Universität Siegen, Breite Straße 11, 57076 Siegen, Germany

[a] tobias.kotzian@uni-siegen.de, [b] bernd.engel@uni-siegen.de, [c] peter.frohn@uni-siegen.de,

Keywords: Incremental Forming, Flexibility, Forming Zone, Adjustable Tools, Tool Segmentation, Profile Bending, Finite Element Method

Abstract. Die Industrie befindet sich im Wandel. Sinkende Losgrößen bei gleichzeitig steigender Variantenvielfalt erfordern Produktionstechnologien, die eine wirtschaftliche Fertigung niedriger bis mittlerer Stückzahlen ermöglichen. Parallel dazu stellt die Transformation der Mobilität, insbesondere der Übergang vom Verbrennungs- zum Elektroantrieb, die Automobilindustrie vor zusätzliche Herausforderungen bei der Entwicklung und Fertigung neuer Crashstrukturen und Lastpfade. Konventionelle Werkzeugtechnologien mit starren, produktspezifischen Funktionsflächen stoßen hierbei zunehmend an ihre Grenzen. Zukünftige Produktionssysteme erfordern daher flexible Fertigungsprozesse und Werkzeuge, die eine wirtschaftliche Herstellung vom Einzelteil bis hin zu mittleren Losgrößen ermöglichen und gleichzeitig eine lastorientierte Bauteilauslegung unterstützen. Das inkrementelle Schwenkbiegen (ISB) stellt in diesem Kontext ein vielversprechendes Biegeumformverfahren dar. Das Biegemoment wird hierbei reibschlüssig über die Klemmflächen des Niederhalters in das Halbzeug eingeleitet, wodurch eine hohe Flexibilität hinsichtlich der umformbaren Halbzeuggeometrien erreicht wird. Der inkrementelle Charakter des Prozesses eröffnet zudem Freiheitsgrade zur Herstellung variabler Biegeradien und -winkel. Darüber hinaus wird in diesem Beitrag anhand etablierter Analysemethoden ein Werkzeugkonzept vorgestellt, das es ermöglicht, die Verteilung der Klemmkraft durch einstellbare, segmentierte Niederhalteflächen mit vertikalem Freiheitsgrad gezielt anzupassen und dadurch die Größe und Form der Umformzone zu beeinflussen. Anschließend wird das Potenzial zur Erweiterung der Grenzen der Umformtechnik im Hinblick auf die numerisch ermittelte lokale Dehnungsverteilung durch die dynamische Be- und Entlastung der Klemmflächensegmente während der inkrementellen Umformung untersucht. Das übergeordnete Ziel der Arbeit ist die Realisierung eines prozessintegriert steuerbaren Materialflusses in der Blechumformung. Die aktive Beeinflussung der Umformzone im ISB eröffnet damit neue Möglichkeiten zur flexiblen und lastorientierten Herstellung von Strukturbauteilen, beispielsweise von Längsträgern im Fahrzeugbau, und stellt einen vielversprechenden Ansatz für die wirtschaftliche Produktion zukünftiger lasttragender Strukturelemente dar.

Einführung

Inkrementelle Umformverfahren zeichnen sich durch einen hohen Grad an Flexibilität hinsichtlich der zu realisierenden Bauteilgeometrie aus, da Abfolge, Kinematik und Pfade der Umforminkremente individuell festgelegt werden können. Gleichzeitig erfüllen diese Verfahren aktuelle produktionstechnische Anforderungen, wie die zunehmende Variantenvielfalt bei gleichzeitig sinkenden Losgrößen, da durch einen oder mehrere zusätzliche Freiheitsgrade eine Fertigung der Bauteile weitgehend unabhängig von der Werkzeuggeometrie ermöglicht wird [1, 2, 3].

Im Vergleich zu kontinuierlichen Umformverfahren bieten inkrementelle Verfahren zudem den Vorteil, dass aufgrund der stark lokalisierten Dehnungsverteilung höhere Umformgrade erreicht werden können [4, 5, 6]. Die freie Sequenzierung der Umforminkremente stellt einen

zusätzlichen Freiheitsgrad dar und erweitert die Flexibilität gegenüber kontinuierlichen Verfahren. Dies erfordert jedoch ein vertieftes Verständnis der Umformzone sowie geeignete Strategien zur gezielten Verschachtelung sich überlagernder Umformbereiche [7]. Insbesondere für individualisierte und variantenreiche Produktionsszenarien erweisen sich kinematische Umformverfahren wie das inkrementelle Schwenkbiegen (ISB) als geeignet. Das ISB ermöglicht darüber hinaus eine gezielte Beeinflussung der Dehnungsverläufe durch eine Verschiebung der Biegeachse [8]. Im Folgenden wird eine an der Innenkante liegende Biegeachse (Drehpunktversatz ½, entsprechend Abbildung 1 rechts) betrachtet. In der Umformzone liegen folglich ausschließlich Zugspannungen vor.

Der sequenzielle Umformprozess basiert auf der zyklischen Wiederholung der Prozessschritte: Klemmen, Biegen, Entlasten und Rückhub sowie dem Profilvorschub. Durch eine Abfolge der so erstellten Biegeinkremente wird der zu fertigende Bogen ausgeformt. Durch den Wechsel der Biegerichtungen oder die Ausrichtung des Profils in entgegengesetzte Richtungen lässt sich ein wechselseitiges Biegen erzielen. Dies ermöglicht die Integration geometrischer Elemente zur Herstellung von Längsträgern für Autos, siehe Abbildung 1.

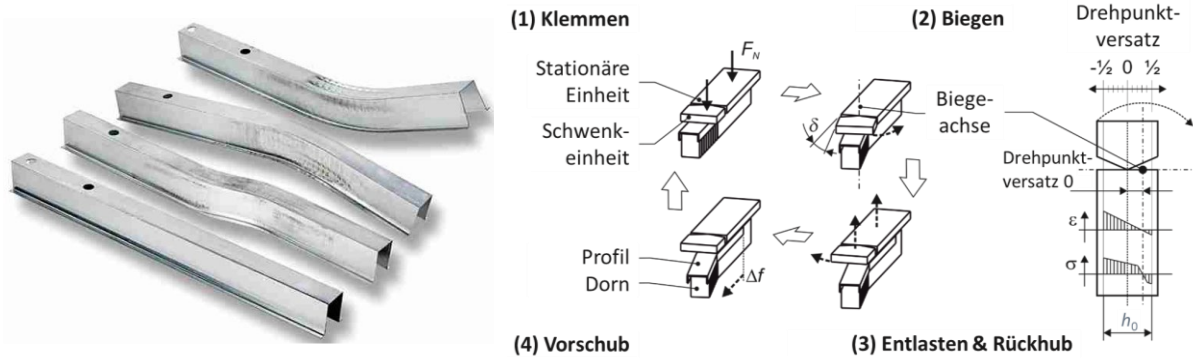


Abbildung 1: links: Mit dem ISB-Verfahren hergestellte Hutprofile für die Automobilindustrie (Längsträger), rechts: Prozessablauf des inkrementellen Schwenkbiegens [9].

Im ISB-Verfahren wird das Biegemoment reibschlüssig über die Klemm- bzw. Niederhalterflächen übertragen, wodurch in Längsrichtung des Halbzeugs Zug- oder Druckkräfte eingeleitet werden. Die Größe und Geometrie der Umformzone wird neben den geometrischen und mechanischen Eigenschaften des Halbzeugs insbesondere von der wirkenden Kontaktnormalkraft sowie dem Reibzustand zwischen Niederhalterfläche und Halbzeug bestimmt [10].

Die Umformzone (vgl. roter Bereich in Abbildung 2 oben) bildet sich nach Überschreiten der Fließgrenze des Werkstoffs innerhalb des Biegespalts der gegeneinander rotierenden Klemmwerkzeuge sowie unterhalb der eingespannten Kontaktflächen aus. Im Zugspannungsbereich der Biegespannungsverteilung kommt es infolge der Querdehnung innerhalb des Umformzonenwinkels γ zu einer plastischen Dickenabnahme des Werkstoffs (vgl. Abbildung 2 unten). Durch die Dickenreduktion verringert sich die Kontaktfläche A_c zwischen Niederhalter und Halbzeug drastisch, sodass bei konstanter Kraft auf den Niederhalter die Kontaktnormalspannung ansteigt. In direkter Proportionalität dazu erhöht sich die übertragbare Reibschubspannung [11].

Die Voraussetzung für einen stabilen Biegeprozess ist die Aufrechterhaltung des Haftreibungszustands im noch geklemmten Bereich. Ein vollständiges Gleiten des Halbzeugs unter den Niederhalterflächen führt zu einem unkontrollierten Prozessablauf und, insbesondere beim Profilbiegen, zu einer ausgeprägten Bauteilverdrillung. Folglich muss der Materialeinzug durch die Sicherstellung der Haftreibung gewährleistet werden, woraus sich eine Mindestanforderung an die aufzubringende Niederhalterkraft ergibt. Im weiteren Prozessverlauf wird das aufgebrachte Biegemoment ausschließlich über die verbleibende

Kontaktfläche übertragen. Bei verfestigenden Werkstoffen ist zudem ein deutlich ansteigender Kraftbedarf für die Umformung zu verzeichnen. Dementsprechend muss die erforderliche kleinste Niederhalterkraft prozessbedingt während des Biegevorgangs erhöht werden [12].

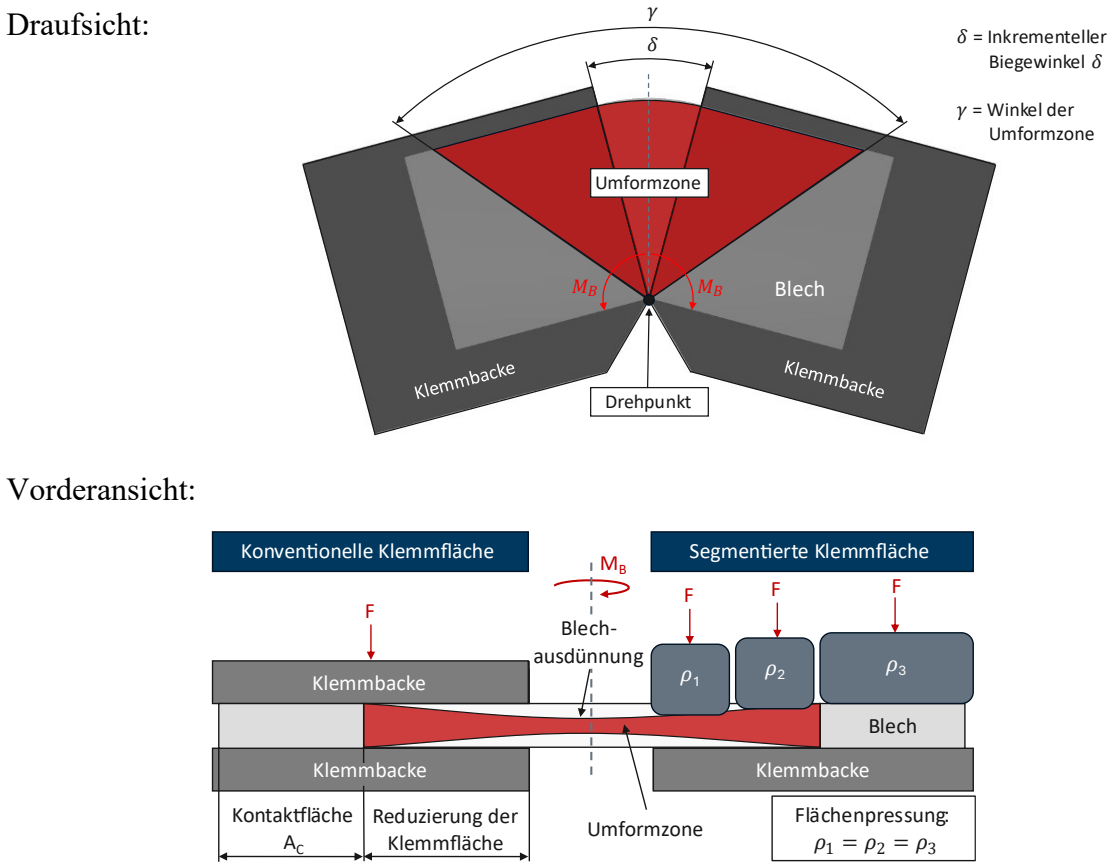


Abbildung 2: oben: Inkrementeller Biegewinkel und Ausprägung der Umformzone bei starrer Klemmfläche,
unten: Kontaktfläche bei konventioneller und segmentierter Klemmfläche in Folge der Blechausdünnung während der Umformung.

Hieraus ergibt sich die Anforderung, die werkzeugseitige Funktionsfläche zur Übertragung der Niederhalterkraft und zur Sicherstellung des Reibschlusses so auszulegen, dass der Kontakt zwischen Niederhalterfläche und Halbzeug dauerhaft gewährleistet bleibt und zugleich eine während des Prozesses einstellbare Kontaktpressungsverteilung realisiert werden kann. Ein Lösungsansatz ist dabei eine Segmentierung der Klemmfläche. Durch einen Freiheitsgrad orthogonal zur Blechebene können die Segmente der Blechausdünnung folgen, wodurch während des Biegeprozesses im Vergleich zu einer starren Klemmbacke eine größere Kontaktfläche realisiert werden kann.

Inkrementelles Schwenkbiegen mit starre Klemmfläche

Das ISB-Verfahren basiert im Wesentlichen auf dem Prinzip des Reibschlusses. Das für die Ausbildung eines Biegeinkrements erforderliche Biegemoment M_B wird durch eine reibschlüssige Einspannung des Werkstücks in den hochbelasteten Klemmbacken übertragen. Ein definierter Haftzustand verhindert während der Umformung das Gleiten des Werkstücks in den Klemmbacken und stellt bei diesem Verfahren somit eine grundlegende Voraussetzung für einen stabilen Umformprozess dar.

FROHN-SÖRENSEN [12] leitete für den ISB-Prozess die zentrale analytische Beschreibung für die Ausprägung der Umformzone bei starren Niederhaltern her. Über die Beschreibung der Umformzone können der resultierende Dehnungsgradient sowie die erzielte

Krümmung bestimmt werden. Dies bildet die Grundlage für die prozesssichere Auslegung des Biegevorgangs im Hinblick auf konkrete produktionstechnische Anwendungen. Der Umformzonenwinkel γ ergibt sich aus der Beziehung:

$$\gamma_{1/2} = -\frac{q_1}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{q_1}{2}\right)^2 - q_2} \tag{1}$$

mit den Substitutionen

$$q_1 = -\left(\frac{2}{3}\frac{E\cdot\delta}{R_e} + 2\delta + \frac{\pi\cdot l_{C,0}}{h_0} + \frac{\mu_0\cdot F_N\cdot E\cdot\pi}{\sqrt{3}\cdot 2R_e\cdot m\cdot h_0^2}\right) \tag{2}$$

und

$$q_2 = \delta\left(\frac{2}{3}\frac{E}{R_e}+1\right)\left(\delta+\frac{\pi\cdot l_{c,0}}{h_0}\right) + \frac{\mu_0\cdot F_N\cdot E\cdot\pi}{\sqrt{3}\cdot 2R_e\cdot m\cdot h_0^2} \tag{3}$$

dabei bezeichnet E das Elastizitätsmodul und R_e die Streckgrenze des Werkstoffs. Prozessseitig stellt F_N die auf beide Klemmwerkzeuge wirkende Niederhalterkraft dar, während μ_0 den Haftreibungskoeffizienten im Kontakt zwischen Werkzeugoberfläche und Halbzeug beschreibt. Die Größe $l_{c,0}$ kennzeichnet die initiale Einspannlänge (Klemmlänge), h_0 die Profilbreite. Für das analytische Prozessmodell wird aus mathematischen Gründen eine bilineare Verfestigungskennlinie nach GERLACH [13] zugrunde gelegt.

Der Vergleich von Gleichung (1) mit experimentellen Biegeuntersuchungen sowie numerischen Simulationen zeigt, dass der Umformzonenwinkel γ bei kleinen inkrementellen Biegewinkeln δ zunächst stark ansteigt. Mit zunehmender Biegebeanspruchung konvergiert γ, bestimmt durch das geometrische Verhältnis von Einspannlänge $l_{c,0}$ zu Profilbreite h_0, gegen einen Grenzwert γ_{ult}. Für weitere Erhöhungen des Biegewinkels bleibt der Umformzonenwinkel näherungsweise konstant. Der maximale Umformzonenwinkel γ_{ult} ergibt sich zu

$$\gamma_{ult} = 2\ tan^{-1}\left(\frac{l_C}{h_0}\right). \tag{6}$$

Nach Festlegung der Umformzone kann die Längsdehnung ε_X im Zentrum der Umformzone wie folgt bestimmt werden:

$$\varepsilon_X = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{\delta}{\gamma-\delta}. \tag{7}$$

Das Ergebnis der FE-Simulation in Abbildung 3 zeigt, dass bei der Verwendung von starren Klemmbacken keine vollständige Plastifizierung über die Profilhöhe erreicht wird. Die verbleibenden elastischen Bereiche (plastische Dehnung kleiner Streckgrenze $R_{p0,2}$) bewirken nach der Entlastung eine Rückfederung des Profils.

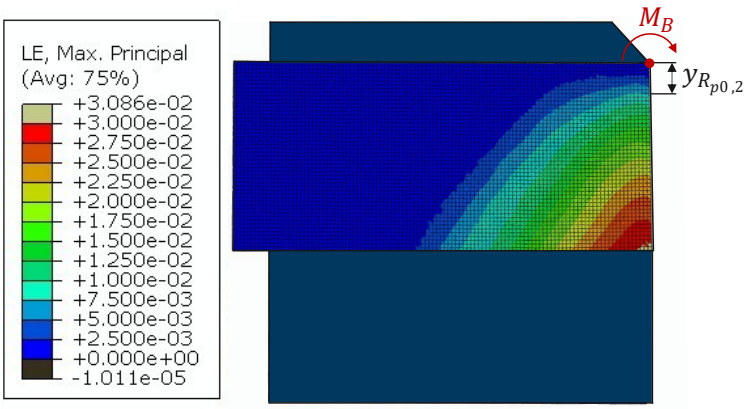


Abbildung 3: Längsdehnung über die Profilhöhe beim inkrementellen Schenkbiegen mit starren Klemmbacken.

Inkrementelles Schwenkbiegen mit segmentierter Klemmfläche

In Abbildung 2 ist schematisch dargestellt, dass sich die Umformzone bei starren Werkzeugen in der Form eines Kuchenstücks unter die Klemmbacken ausbreitet. Diese Art der Ausbreitung der Umformzone wurde von FROHN-SÖRENSEN [12] mathematisch beschrieben (siehe Gl. 1). Die umformbedingte Ausdünnung des Blechs führt im Bereich der Umformzone zu einem Kontaktverlust zwischen Halbzeug und Klemmbacken. Der Reibschluss wird somit aufgehoben und die Einleitung des Biegemoments erfolgt über die verbleibende Kontaktfläche A_C. Bei einer kontanten äußeren Belastung der Klemmbacken, erhöht sich die Kontaktnormalspannung und somit auch die Reibschubspannung in der verbleibenden Kontaktfläche während der Umformung erheblich. Um auf den Kontaktverlust in Folge der Blechausdünnung zu reagieren, wird die Klemmfläche segmentiert (vgl. Abbildung 4 oben). Die einzelnen Segmente können orthogonal zur Blechebene der Blechausdünnung folgen und somit dem Kontaktverlust entgegenwirken. Die Segmente werden anteilig ihrer Kontaktfläche statisch belastet, sodass die Kontaktnormalspannung zwischen den einzelnen Segmenten und dem Halbzeug währende des gesamten Umformprozesses konstant ist. Im Rahmen einer Simulationsstudie wurde der Einfluss der Segmentanzahl, des Werkstoffes sowie des inkrementellen Biegewinkels auf die Ausbreitung der Umformzone und die maximale Längsdehnung untersucht [14]. Die Segmentanzahl wurde dabei, wie in Abbildung 4 oben dargestellt, schrittweise von einem Segment auf vier Segmente erhöht. Bei dem Einsatz eines einzelnen Segments befindet sich dieses in dem Bereich, in dem im Fall einer starren Klemmfläche keine Umformung erfolgt, die Fläche der Umformzone bleibt frei. Mit zunehmender Segmentanzahl erfolgt eine Halbierung des innersten Segments, wodurch sich der von den langen Seiten des Segments eingeschlossene Winkel entsprechend halbiert. Zur Analyse des Werkstoffeinflusses wurden der Dualphasenstahl DP800 (HCT780X) (DP) sowie der austenitische Stahl Horta H800 (X30MnCrN16-14) (H) herangezogen. Der Einfluss auf die Ausbreitung der Umformzone wurde für inkrementelle Biegewinkel im Bereich von 0° bis 5° untersucht.

Die Ergebnisse der Simulationsstudie zeigen, dass sich die Ausbreitung der Umformzone durch eine Segmentierung der Klemmfläche bei gleichzeitig konstanter (statischer) Belastung der Segmente während des Umformprozesses gezielt beeinflussen lässt. Mit zunehmender Segmentanzahl verringert sich der Winkel der Umformzone signifikant (siehe Abbildung 4 unten links). Es ist hervorzuheben, dass der Winkel der Umformzone mit steigendem Biegewinkel asymptotisch gegen einen Grenzwert γ_{ult} konvergiert. Dieser Grenzwert entspricht dem Winkel des jeweils innersten Segments. Für eine Konfiguration mit vier Segmenten ergibt sich beispielsweise ein Grenzwert von 12,25°.

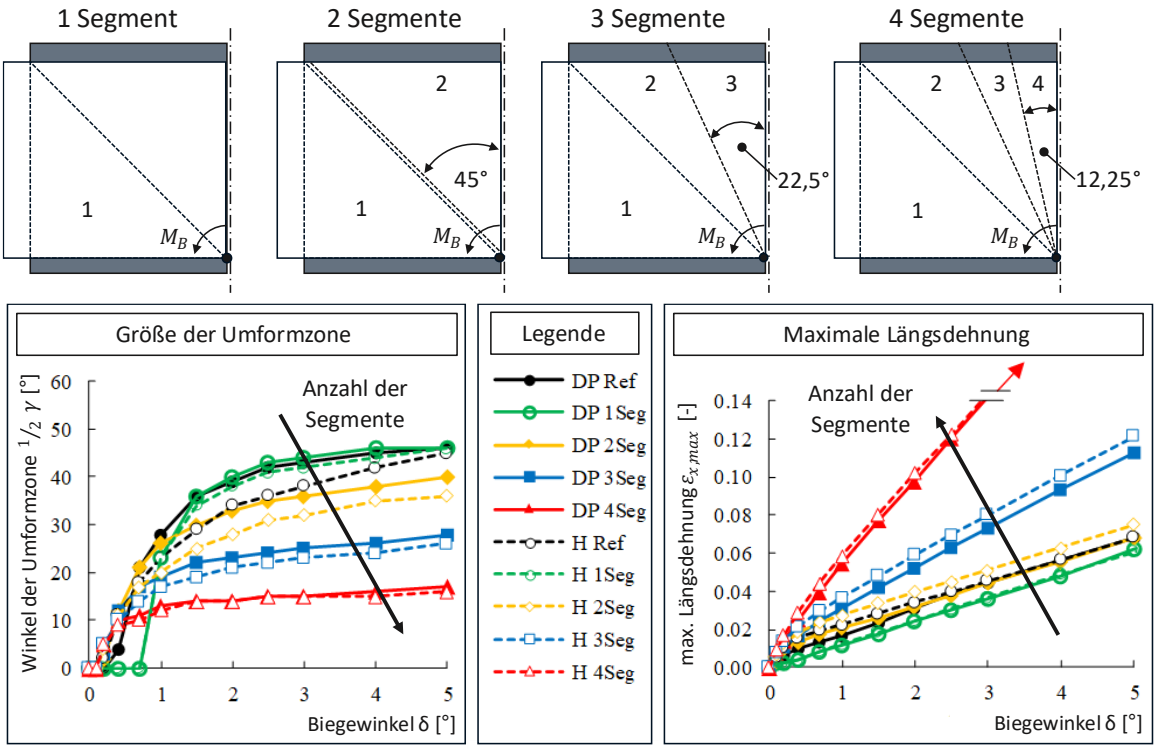


Abbildung 4: oben: Segmentierung der Klemmfläche, unten links: Winkel der Umformzone in Abhängigkeit der Segmentanzahl, des Werkstoffes und des inkrementellen Biegewinkels, unten recht: maximale Längsdehnung in Abhängigkeit der Segmentanzahl, des Werkstoffes und des inkrementellen Biegewinkels [14].

Der Einfluss des Werkstoffs auf die Größe der Umformzone erweist sich hingegen als gering. Die maximale Längsdehnung nimmt mit einer abnehmenden Größe der Umformzone infolge einer steigenden Segmentanzahl entsprechend zu (vgl. Abbildung 4 unten rechts). Im Vergleich zum Referenzzustand, der einer starren und somit nicht segmentierten Klemmfläche entspricht, zeigt sich ein signifikanter Anstieg der maximalen Längsdehnung dabei erst ab einer Konfiguration mit drei oder mehr Segmenten. Auch in diesem Zusammenhang erweist sich der Einfluss des Werkstoffs als gering.

Inkrementelles Schwenkbiegen mit aktiver Segmentsteuerung

Durch die Segmentierung der Klemmfläche kann neben der statischen Belastung der Segmente zum Ausgleich der Blechdickenreduzierung auch eine aktive (in-process) Steuerung der Segmente während des Umformprozesses erfolgen. Mittels dynamischen Be- oder Entlastens der Segmente soll die auf das Halbzeug wirkende Kontaktnormalspannung und damit der lokale Reibschluss sowie der Werkstoffffluss innerhalb der Umformzone gezielt beeinflusst werden. Damit soll die Umformzone hinsichtlich ihrer geometrischen Ausdehnung sowie ihres Dehnungsgradienten beeinflusst werden. Dadurch kann beispielsweise eine vollständige Plastifizierung über die Profilhöhe und somit eine Reduzierung der Rückfederung erreicht werden. Dazu ist es erforderlich den Winkel der Umformzone gering zu halten, um so eine starke Lokalisierung der plastischen Dehnung mit hohen Umformgraden zu erhalten. Dabei darf das Umformvermögen des Werkstoffes insbesondere bei einer Verschachtelung der Biegeinkremente während des ISB-Prozesses nicht überschritten werden.

Mithilfe eines numerischen Prozessmodells wird der Einfluss eines aktiven Be- bzw. Entladens der segmentierten Klemmfläche auf die Ausprägung der Umformzone simuliert. In Abbildung 5 sind der numerische Versuchsaufbau sowie die resultierenden Dehnungsverteilungen für die drei vorgeschlagenen Prozessführungen der segmentierten

Klemmfläche dargestellt. Im Detail werden sowohl ein statischer Betrieb des Werkzeugkonzepts als auch ein dynamisches Be- und Entlasten in der Simulation untersucht. Die innersten Segmente werden dabei b) vor, c) während oder d) nach Erreichen der finalen Winkelausdehnung γ_{ult} der Umformzone be- bzw. entladen [9].

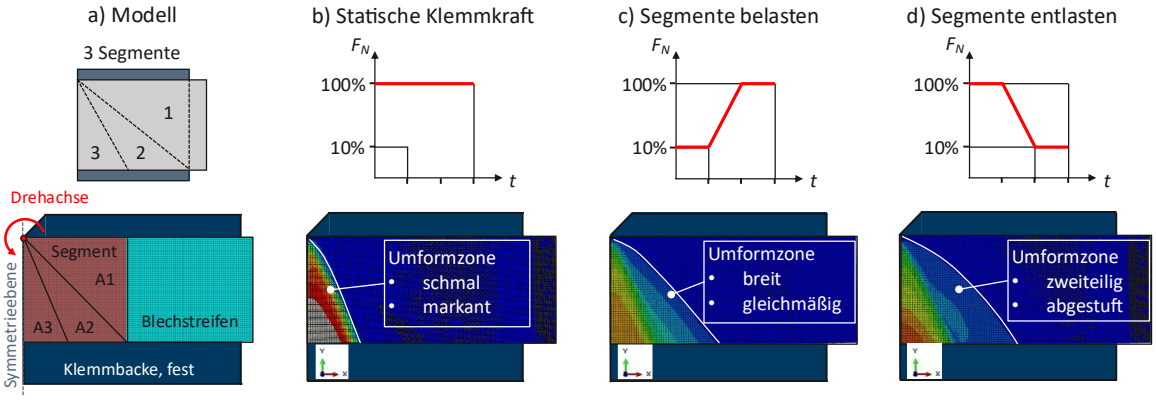


Abbildung 5: Untersuchung der Längsdehnung zur Bewertung der Ausprägung der Umformzone bei unterschiedlichen Betriebsarten des Segmentantriebs. a) Werkzeugkonzept mit drei Segmenten, b) statischer Betrieb, c) dynamisches Belasten d) dynamische Entlastung. Alle Darstellungen enthalten eine Symmetrieebene in der Mitte des Prozesses [9].

Anhand der Simulationsergebnisse wird deutlich, dass der statische Betriebsmodus der Segmente zu einer Umformzone mit einem sehr schmalen Winkel der Umformzone γ führt. Dieser entspricht, wie in Abbildung 4 bereits zu erkennen, der der Geometrie des vordersten Segments, in diesem Fall 22,5°. Dies führt zu einer guten Plastifizierung über die gesamte Profilhöhe und somit zu einer Reduktion der Rückfederung. Die ausgeprägten Dehnungsgradienten sowie die hohen maximalen Dehnungswerte können aber bei der Verschachtelung einzelner Biegeinkremente zu einem Versagen durch Riss am Außenbogen führen. Die dynamischen Betriebsstrategien führen zu gleichmäßigeren Dehnungsübergängen sowie zu reduzierten Dehnungsmaxima (c, d). Qualitativ betrachtet ermöglicht das Konzept der dynamischen Belastung (c) zunächst eine freie Ausdehnung der Umformzone, bevor durch die Aktivierung der innersten Segmente gezielt eine erhöhte Dehnung im zentralen Bereich induziert wird. Demgegenüber bewirkt das Konzept des dynamischen Entlastens (d) in den ersten Biegegraden eine zu einer stark beanspruchten Zone im zentralen Bereich, da es zunächst ein dem statischen Ansatz (b) vergleichbares Verhalten aufweist. Nach der Entlastung der innersten Segmente kann sich die Umformzone jedoch bis zu ihrem endgültigen Winkel γ_{ult} ausdehnen. Beide Betriebsarten (c, d) bewirken eine gute Plastifizierung über die Profilhöhe bei gleichzeitig reduzierter Dehnung der Außenfaser. Dadurch lassen sich sowohl die Rückfederung verringern als auch eine Verschachtelung der Biegeinkremente realisieren, ohne das Risiko einer Rissbildung signifikant zu erhöhen. Dabei zeichnet sich das Konzept des dynamischen Belastens (c) durch eine gleichmäßige Dehnungsverteilung aus.

Reibung. Ein entscheidender Mechanismus beim inkrementellen Schwenkbiegen ist die reibschlüssige Einleitung des Biegemoments. Der Reibzustand kann dabei als Trockenreibung zwischen zwei Festkörpern angenommen werden. Für die mechanische Modellierung der Reibung in Umformprozessen ist das Verhältnis der auf zwei in Kontakt stehenden Körpern einwirkenden Normalkraft F_N und der resultierenden tangentialen Reibkraft F_R von zentraler Bedeutung. Zur Beschreibung dieses Verhältnisses herrschen in der Plastizitätstheorie zwei Reibungsgesetze vor, das Reibgesetz von COULOMB und das Reibungsfaktorenmodell [15]. Das Reibgesetz von COULOMB [16] wird für Prozesse mit niedriger Kontaktnormalspannung angewandt und beschreibt den Zusammenhang zwischen der in Normalenrichtung wirkenden

Druckkraft F_N und der in der Wirkfuge entgegen der Bewegungsrichtung auftretenden Reibkraft F_R durch die lineare Beziehung:

$$|F_R| = \mu \cdot |F_N|. \tag{4}$$

In spezifischer Schreibweise wird das Coulomb'sche Reibgesetz mit der Reibschubspannung τ_R und der wirkenden Kontaktnormalspannung σ_N durch die Gleichung

$$\tau_R = \mu \cdot \sigma_N \tag{5}$$

beschrieben. Der Proportionalitätsfaktor wird als Reibzahl oder Reibungskoeffizient μ bezeichnet [15, 16] und liegt für die Blechumformung im Bereich von $0{,}05 \leq \mu \leq 0{,}2$ [17]. Beim Reibfaktormodell [15] wird die Reibschubspannung τ_R proportional zur Schubfließspannung k des jeweils weicheren Werkstoffs angenommen. Der Zusammenhang lässt sich durch einen dimensionslosen Proportionalitätsfaktor m, den sogenannten Reibfaktor, beschreiben:

$$\tau_R = m \cdot k. \tag{6}$$

Dabei wird davon ausgegangen, dass die Reibschubspannung konstant ist und keine Abhängigkeit vom wirkenden Normaldruck besteht. Die Grenzfälle des Modells sind durch $m = 0$ für reibungsfreie Bedingungen sowie $m = 1$ für vollständige Haftung charakterisiert. Für reale Umformprozesse liegt der Reibfaktor typischerweise im Bereich $0 < m < 1$ [15]. So konnte im Ringstauchversuch mit dem Stahlwerkstoff 1.5231 beispielsweise die Reibfaktoren m = 0,65 für den ungeschmierten und m = 0,35 für den geschmierten Fall ermittelt werden [18]. Unter Verwendung des Fließkriteriums nach von Mises, bei dem die Schubfließspannung mit der Fließspannung k_f in Beziehung steht, ergibt sich eine erweiterte Formulierung des Zusammenhangs zwischen Reibschubspannung und Werkstoffkennwerten:

$$\tau_R = m \cdot \frac{k_f}{\sqrt{3}} \tag{7}$$

Die Reibung innerhalb eines tribologischen Systems ist von einer Vielzahl an Einflussfaktoren abhängig. Von übergeordneter Bedeutung für den ISB-Prozess sind dabei die Flächenpressung, welche als Kontaktnormalspannung bezeichnet wird, die Oberflächenbeschaffenheit der Reibpartner, der Werkstoff der Reibpartner und die Relativgeschwindigkeit der Reibpartner.

Kontaktarten. In Abhängigkeit der Betriebsarten: statisch, entlasten oder belasten, entstehen bei der Erzeugung eines Biegeinkrements unterschiedliche Kontaktarten zwischen den Segmenten und dem Halbzeug. Für die Fälle des statischen oder des entlastenden Betriebs klemmen die Segmente auf einen rohen Blechbereich. Die Oberfläche des Halbzeugs befindet sich somit im Auslieferungszustand. Für den Fall des Belastens klemmen die äußeren Segmente ebenfalls auf einen rohen Blechbereich. Im Verlauf des Umformprozesses werden die inneren Segmente zugeschaltet und klemmen auf einen Bereich, der durch den laufenden Prozess plastifiziert wurde (siehe Abbildung 6).

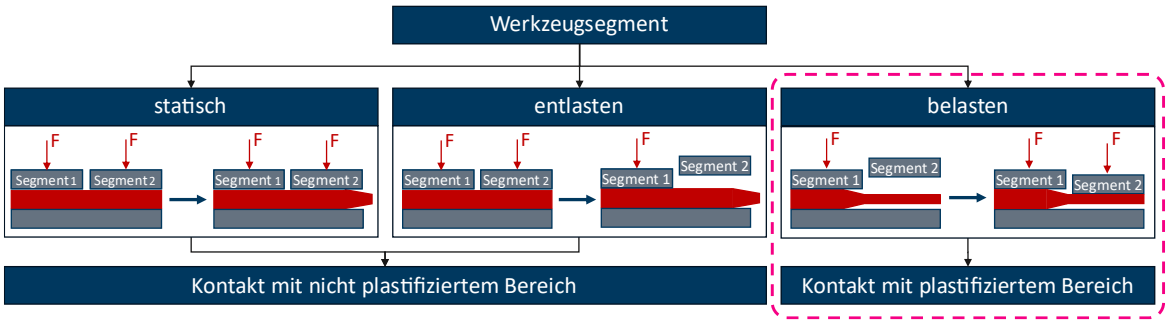


Abbildung 6: Kontaktarten bei der aktiven Segmentsteuerung[1].

Die primären Einflussgrößen auf den Reibwert im ISB-Prozess werden nachfolgend am Beispiel des Konzepts der Belastung der inneren Segmente erläutert (Abbildung **7**). Beim Einsatz unterschiedlicher Werkstoffe variiert der Reibungskoeffizient in Abhängigkeit des Materials und seiner Struktur [19]. In Abhängigkeit der jeweiligen Biegeaufgabe sind unterschiedliche Biegemomente zu übertragen. Zur Gewährleistung einer sicheren Kraftübertragung ist es erforderlich, mit steigenden Biegemomenten entsprechend höhere Kontaktnormalspannungen in die Wirkfuge zwischen Halbzeug und Klemmbackensegment einzuleiten. In diesem Zusammenhang wird ein Anstieg des Reibungskoeffizienten mit zunehmender Kontaktnormalspannung beobachtet [20]. Wird ein Segment während der Umformung zugeschaltet, wie es beim Konzept der segmentweisen Belastung der Fall ist, treten zwei wesentliche Effekte auf: Erstens greift das Segment auf einen bereits vorgedehnten Bereich des Halbzeugs, und zweitens führt die fortschreitende Dehnung zu einer Relativbewegung zwischen Segment und Halbzeugoberfläche. Die plastische Deformation des Halbzeugs bewirkt dabei eine Zunahme der Oberflächenrauheit [21], was wiederum eine Veränderung des Reibungskoeffizienten zur Folge hat [22].

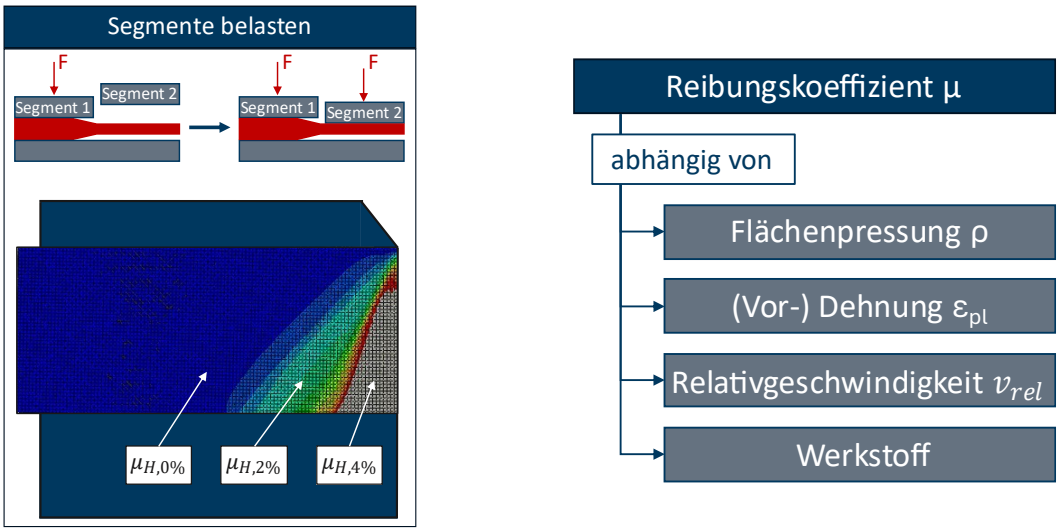


Abbildung 7: Einfluss der Betriebsart auf den Reibzustand und dem Reibwert am Beispiel des Belastens der Segmente während der Umformung.

Greift ein Segment auf einen undeformierten und somit ruhenden Blechabschnitt, liegt ein Haftreibungszustand vor. Die durch die Umformung induzierte Relativbewegung beim

[1] Die beschriebenen Kontaktarten gelten nur für die Herstellung eines einzelnen Biegeinkrements und dienen beispielhaft, um das weitere Vorgehen zu beschreiben. Bei einem realen ISB-Prozess werden die Biegeinkremente ineinander verschachtelt dabei entstehen weitere Kontaktformen wie Bereiche die vorgedehnt und durch den Werkzeugkontakt wieder eingeebnet wurden. Auch diese Kontaktarten werden in weiterführenden Experimenten untersucht.

Kontakt zwischen Segment und Halbzeug führt dagegen zu einem Übergang in den Gleitreibungszustand. In diesem Fall wird der Werkstofffluss an der Oberfläche des Halbzeugs durch den Kontakt mit dem Segment lokal abgebremst. Unter vergleichbaren Randbedingungen ist der Haftreibungskoeffizient μ_H größer als der Gleitreibungskoeffizient μ_G, da im Haftzustand eine stärkere mikroskopische Verzahnung der Kontaktoberflächen vorliegt und beim Übergang zum Gleiten ein Abfall der Reibkraft eintritt [23].

Für die Modellierung der Kontaktbedingung innerhalb der FE-Simulation zur Analyse der Ausprägung der Umformzone in Folge unterschiedlicher Betriebsarten des Segmentantriebs ist Kenntnis des Reibzustandes und somit der Reibwerte bzw. -faktoren von besonderer Wichtigkeit. Beim ISB ändern sich verfahrensbedingt die Flächenpressung zwischen den Wirkflächen der Segmente und der Halbzeugoberfläche, die Oberflächenrauigkeit aufgrund der Vordehnung des Materials sowie das eingesetzte Material des Halbzeugs. Für die Prozessauslegung ist es daher erforderlich in zukünftigen Untersuchungen die Reibungskoeffizienten μ in Anhängigkeit der Flächenpressung ρ, der Vordehnung ε_{pl} sowie des eingesetzten Materials und der Relativgeschwindigkeit v_{rel} zu untersuchen und ein entsprechendes Kennfeld zu erstellen.

Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde der Einfluss segmentierter Niederhalter auf die Ausprägung der Umformzone beim inkrementellen Schwenkbiegen (ISB) beschrieben. Übergeordnetes Ziel ist es, durch eine gezielte Beeinflussung der Kontaktnormalspannungsverteilung den Materialfluss sowie die lokale Dehnungsverteilung während des Umformprozesses prozessintegriert zu steuern. Hierzu wurde ein Werkzeugkonzept mit segmentierter Klemmfläche und vertikal beweglichen Segmenten vorgestellt und mittels analytischer Ansätze sowie numerischer Simulationen analysiert.

Die Ergebnisse erster FE-Simulationen zeigen, dass durch eine Segmentierung der Klemmfläche die Ausbreitung der Umformzone signifikant beeinflusst werden kann. Mit steigender Segmentanzahl verringert sich der Umformzonenwinkel, wodurch eine stärkere Lokalisierung der plastischen Dehnung erreicht wird. Dies führt zu höheren lokalen Umformgraden sowie zu einer verbesserten Plastifizierung über die Profilhöhe, wodurch die Rückfederung reduziert werden kann. Gleichzeitig wurde gezeigt, dass der Einfluss des Werkstoffs im Vergleich zur Segmentierung eine untergeordnete Rolle spielt.

Darüber hinaus wurde das Potenzial einer aktiven Segmentsteuerung untersucht. Die Simulationsergebnisse verdeutlichen, dass dynamische Be- und Entlastungsstrategien der Segmente eine gezielte Anpassung der Dehnungsverteilung ermöglichen. Während statische Betriebsmodi zu hohen Dehnungsgradienten und erhöhten Versagensrisiken führen können, erlauben dynamische Strategien eine gleichmäßigere Dehnungsverteilung bei gleichzeitig reduzierten Dehnungsmaxima. Dadurch können sowohl die Rückfederung minimiert als auch die Prozessstabilität bei der Verschachtelung mehrerer Biegeinkremente verbessert werden.

Ein wesentlicher Einflussfaktor für die Prozessauslegung ist zudem das tribologische System. Insbesondere die Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von Kontaktnormalspannung, Oberflächenzustand und Relativbewegung beeinflusst maßgeblich die Übertragung des Biegemoments sowie die Stabilität des Reibschlusses. Die Ergebnisse unterstreichen die Notwendigkeit einer erweiterten Beschreibung der Reibverhältnisse in Abhängigkeit prozessrelevanter Zustandsgrößen.

Insgesamt zeigt die Arbeit, dass segmentierte und aktiv steuerbare Niederhalter ein hohes Potenzial zur Erweiterung der Prozessgrenzen des inkrementellen Schwenkbiegens besitzen. Sie ermöglichen eine flexible und lastorientierte Auslegung der Umformzone und stellen damit einen vielversprechenden Ansatz für die wirtschaftliche Herstellung komplexer Strukturbauteile dar.

Danksagung
Der vorliegende Beitrag stellt einen Auszug aus den Arbeiten eines Forschungsprojekts dar, das von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) unter der Projektnummer 546734675 gefördert wird.

Literaturverzeichnis

[1] R. Rauter, D. Globocnik, E. Perl-Vorbach, und R. J. Baumgartner, „Open innovation and its effects on economic and sustainability innovation performance“, Journal of Innovation & Knowledge, Bd. 4, Nr. 4, S. 226–233, Okt. 2019, doi: 10.1016/j.jik.2018.03.004.

[2] Y. Wang, H.-S. Ma, J.-H. Yang, und K.-S. Wang, „Industry 4.0: a way from mass customization to mass personalization production“, Adv. Manuf., Bd. 5, Nr. 4, S. 311–320, Dez. 2017, doi: 10.1007/s40436-017-0204-7.

[3] D. Y. Yang u. a., „Flexibility in metal forming“, CIRP Annals, Bd. 67, Nr. 2, S. 743–765, Jan. 2018, doi: 10.1016/j.cirp.2018.05.004.

[4] K. Jackson und J. Allwood, „The mechanics of incremental sheet forming“, Journal of Materials Processing Technology, Bd. 209, Nr. 3, S. 1158–1174, Feb. 2009, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2008.03.025.

[5] L. Filice, L. Fratini, und F. Micari, „Analysis of Material Formability in Incremental Forming“, CIRP Annals, Bd. 51, Nr. 1, S. 199–202, Jan. 2002, doi: 10.1016/S0007-8506(07)61499-1.

[6] K. Jackson und J. Allwood, „The mechanics of incremental sheet forming“, Journal of Materials Processing Technology, Bd. 209, Nr. 3, S. 1158–1174, Feb. 2009, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2008.03.025.

[7] G. Hirt, J. Ames, M. Bambach, R. Kopp, und R. Kopp, „Forming strategies and Process Modelling for CNC Incremental Sheet Forming“, CIRP Annals, Bd. 53, Nr. 1, S. 203–206, Jan. 2004, doi: 10.1016/S0007-8506(07)60679-9.

[8] B. Engel, P. Frohn, M. Hillebrecht, und A. Knappe, „Incremental swivel bending for scalable lightweight structures“, ATZ Worldw, Bd. 119, Nr. 5, S. 26–31, Mai 2017, doi: 10.1007/s38311-017-0023-2.

[9] D. Panick, „Segmented blank holder concept to influence the forming zone during incremental bending“, gehalten auf der Metal Forming 2024, Sep. 2024, S. 271–281. doi: 10.21741/9781644903254-30.

[10] P. Frohn-Sörensen, L. Borchmann, und B. Engel, „Modelling the forming zone of force fitted bending processes“, Procedia Manufacturing, Bd. 50, S. 411–417, Jan. 2020, doi: 10.1016/j.promfg.2020.08.075.

[11] P. J. Blau, „Amontons' laws of friction“, Encyclopedia of Tribology, S. 71–71, 2013.

[12] P. Frohn-Sörensen, „Process Development of Incremental Swivel Bending − ISB“, Dissertation, 2023. doi: 10.25819/ubsi/10305.

[13] C. Gerlach, „Ein Beitrag zur Herstellung definierter Freiformbiegegeometrien bei Rohren und Profilen“, Dissertation, Shaker, 2010.

[14] P. Frohn-Sörensen, J. Reuter, und B. Engel, „Influencing the forming zone by altering the contact pressure in a bending process“, https://popups.uliege.be/esaform21. [Online]. Verfügbar unter: https://popups.uliege.be/esaform21/index.php?id=1870

[15] F. Klocke, Fertigungsverfahren 4: Umformen. in VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer, 2017. doi: 10.1007/978-3-662-54714-4.

[16] C. A. Coulomb, Théorie des machines simples en ayant égard au frottement de leurs parties et à la roideur des cordages. Bachelier, 1821.

[17] E. Doege und B.-A. Behrens, Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen ; mit 55 Tabellen. in VDI. Berlin Heidelberg: Springer, 2007.

[18] E. Doege und L. Barnert, „Ermittlung der Prozessparameter für keramische Umformwerkzeuge und Bewertung des Einsatzverhaltens“, Abschlussbericht BMBF-Matech Forschungsvorhaben, Hannover, 2002.

[19] C. Friedrich, Tribologische Problemlösungen mit PVD-Hartstoffschichten zum Verschleißschutz. Shaker, 1998.

[20] P. Frohn-Sörensen, C. Cislo, H. Paschke, M. Stockinger, und B. Engel, „Dry friction under pressure variation of PACVD TiN surfaces on selected automotive sheet metals for the application in unlubricated metal forming“, Wear, Bd. 476, S. 203750, Juli 2021, doi: 10.1016/j.wear.2021.203750.

[21] Y. Wu, V. Recklin, und P. Groche, „Strain Induced Surface Change in Sheet Metal Forming: Numerical Prediction, Influence on Friction and Tool Wear“, Journal of Manufacturing and Materials Processing, Bd. 5, Nr. 2, S. 29, Juni 2021, doi: 10.3390/jmmp5020029.

[22] N. Nie, L. Su, G. Deng, H. Li, H. Yu, und A. K. Tieu, „A review on plastic deformation induced surface/interface roughening of sheet metallic materials“, Journal of Materials Research and Technology, Bd. 15, S. 6574–6607, Nov. 2021, doi: 10.1016/j.jmrt.2021.11.087.

[23] V. L. Popov, Kontaktmechanik und Reibung: Von der Nanotribologie bis zur Erdbebendynamik. Berlin, Heidelberg: Springer, 2015. doi: 10.1007/978-3-662-45975-1.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 61 – 75
https://doi.org/10.25819/ubsi/10998

Untersuchung der Werkstoffeigenschaften von kohlefaserverstärkten Rohrprofilen

Tobias Girresser[1, a *] und Bernd Engel[1, b]

[1]Lehrstuhl für Umformtechnik, Universität Siegen, Breite Straße 11, 57076 Siegen, Deutschland

[a]tobias.girresser@uni-siegen.de, [b]bernd.engel@uni-siegen.de

Keywords: Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK), Ringzugversuch, Faservolumenanteil, Materialkarte, LS-DYNA

Abstract. Umfangsgewickelte Strukturen aus kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) werden zunehmend als tragende Strukturbauteile in Leichtbauanwendungen eingesetzt. Für eine belastbare konstruktive Auslegung solcher Strukturen sind geeignete Materialkarten für Finite-Elemente-basierte Simulationen erforderlich. Eine besondere Herausforderung stellt dabei die Abbildung der richtungsabhängigen mechanischen Materialkennwerte in Abhängigkeit der Wickelparameter dar. In diesem Beitrag wird eine methodisch strukturierte Vorgehensweise zur Entwicklung einer Materialkarte exemplarisch anhand des Ringzugversuchs vorgestellt. Ausgewählte Wickelparameter werden im Rahmen eines faktoriellen Versuchsplans variiert und ihr Einfluss auf den Faservolumenanteil sowie auf die mechanischen Eigenschaften in Faserlängsrichtung untersucht. Der Schwerpunkt liegt dabei auf der systematischen Auswertung der experimentell erfassten Daten unter Verwendung von Open-Source Softwarepaketen zur Datenanalyse. Der Faservolumenanteil wird anhand mikroskopischer Aufnahmen der Probenquerschnitte mittels bildbasierter Auswertung mit *OpenCV* bestimmt. Die mechanische Charakterisierung erfolgt durch Ringzugversuche, bei denen die Dehnungsfelder mittels digitaler Bildkorrelation erfasst und in *ParaView* weiterverarbeitet werden. Die numerische Abbildung erfolgt in *LS-DYNA* unter Verwendung des Materialmodells **MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE*. Der dargestellte Ringzugversuch ist in ein umfassenderes Versuchsprogramm aus Zug-, und Druckbeanspruchung eingebettet und dient als repräsentatives Beispiel zur Veranschaulichung einer reproduzierbaren, Open-Source-basierten Vorgehensweise zur Datenbereitstellung für die Entwicklung von Materialkarten umfangsgewickelter CFK-Strukturen.

Einführung

Rohre und rotationssymmetrische Bauteile aus kohlefaserverstärktem Kunststoff (CFK) für Leichtbauanwendungen lassen sich effektiv mit dem Wickelverfahren herstellen. Die Beherrschung des Wickelprozesses ermöglicht die gezielte Einstellung der Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften. Für die numerische Auslegung dieser Bauteile ist es erforderlich, die Einflussnahme der Wickelprozessgrößen auf die Werkstoffeigenschaften quantifizieren zu können. Zur Bestimmung der Ringzugfestigkeit und des Elastizitätsmoduls in Faserlängsrichtung hat sich der Einsatz von Ringzugversuchen unter Variation der Prozessparameter Harzsystem und Harztyp [1] sowie des Wickelwinkels [1,2,3] und des Lagenaufbaus [2]. Um das Steifigkeitsverhalten der gewickelten Bauteile in der numerischen Simulation über den elastischen Bereich hin abzubilden, stehen heute unterschiedliche Materialmodellansätze zur Verfügung. Sie können nach Art des verwendeten Versagenskriteriums eingeteilt werden. Spannungsbasierte Modelle wie *Tsai-Wu* [4], *Chang-Chang* [5] und *Hashin* [6] nutzen richtungsabhängige Spannungen, um Versagen zu prognostizieren. Schädigungsmotivierte Modelle nach Puck [7, 8] und Pinho [9, 10] konzentrieren sich auf progressive Schädigung und ein Herabsetzen der Materialeigenschaften. Die spannungsbasierten Modellansätze benötigen aufgrund ihrer mathematischen Struktur eine

geringere Anzahl an experimentell zu ermittelnden Parametern als die anderen Modellansätze. Dies macht sie für Anwendungsfälle interessant, in welchen eine begrenzte Anzahl an verschiedenen Experimenten durchgeführt werden kann. Zentrale Herausforderungen bestehen in der Bestimmung geeigneter Wickelprozessparameter und in der Übertragung experimenteller Kennwerte in robuste und nachvollziehbar kalibrierte Materialkarten für die numerische Simulation. Vor diesem Hintergrund stellt der vorliegende Beitrag eine methodisch strukturierte Vorgehensweise zur Quantifizierung des Einflusses der Wickelprozessparameter auf die Werkstoffeigenschaften und zur Entwicklung einer Materialkarte für umfangsgewickelte CFK-Strukturen vor.

Methodik

Statistische Versuchsplanung und Probenherstellung. Die Herstellung der CFK-Rohrprofile erfolgt durch das Umfangswickelverfahren (Abbildung 1). Hierbei wird die Endlosfaser von einer Spule abgewickelt und durch verschiedene Umlenkrollen geführt, wodurch eine definierte Faservorspannung erzeugt werden kann. Über ein Harzdosierungssystem wird die Endlosfaser mit einem definierten Volumenstrom aus Epoxidharz getränkt und mithilfe einer gesteuerten Translationsbewegung des Fadenablegers auf die rotierende Welle in einem definierten Wickelwinkel geführt. Die Kinematik der eingesetzten Wickelmaschine wird über eine speicherprogrammierbare Steuerung umgesetzt. Die dabei durch den Benutzer im Wesentlichen beeinflussbaren Wickelparameter sind die Harzdosierung, welche indirekt durch die Wickelgeschwindigkeit gesteuert wird, und das verwendete Harzsystem. Sowohl der Fasertyp als auch der Wickelwinkel bleiben unverändert.

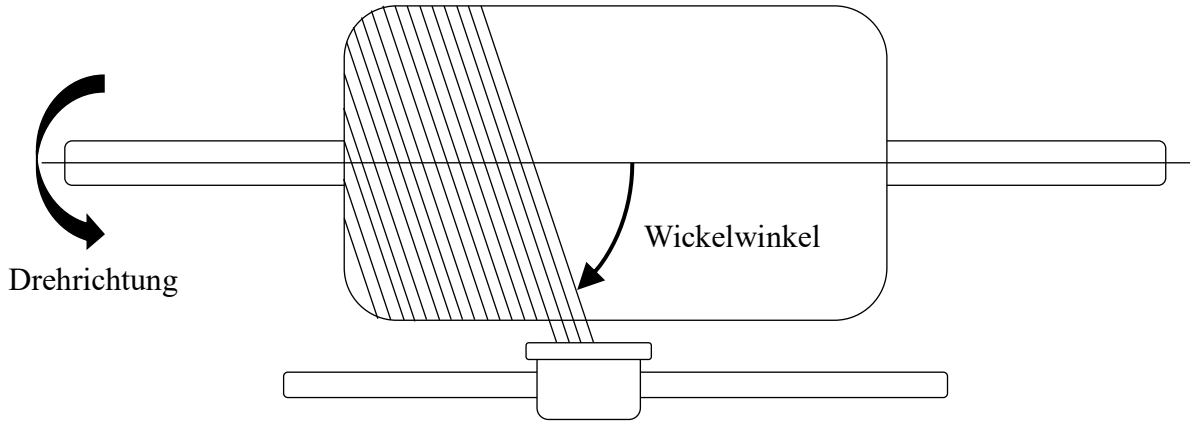


Abbildung 1: Schematische Darstellung des Umfangswickelverfahrens, nach [11]

Zur Analyse des Einflusses des Wickelwinkels auf den Faservolumengehalt, die Steifigkeit und die Festigkeit der CFK-Rohrprofile wird ein faktorieller Versuchsplan mit zwei Faktoren und jeweils drei Stufen erstellt. Die Faktoren sind das eingesetzte Harzsystem sowie die Harzdosierungsmenge. Sie werden in die Stufen *A*, *B* und *C* sowie *Hoch*, *Mitte* und *Niedrig* eingeteilt. Der Versuchsplan führt zu neun unterschiedlichen Wickelparameterkombinationen. Jede Kombination wird fünfmal wiederholt. Die Herstellung der Proben erfolgt in Chargen, welche durch die Länge der rotierenden Welle begrenzt sind. Von den Ringproben für den Ringzugversuch können pro Charge fünf Proben hergestellt werden. Bei den Rohrproben für den Rohrdruckversuch mit geringerem Durchmesser, aber größerer Länge können drei Proben pro Charge gefertigt werden. Die Steuerung der Wickelmaschine sowie die gute Austauschbarkeit des Harzsystems ermöglichen einen nahezu randomisierten Versuchsplan.

Zunächst werden die Rohrprofile nach der Wicklung und Aushärtung von der Welle gelöst. Danach werden die einzelnen Proben vom Rohrprofil abgestochen. Alle Proben unterlaufen einem Plandrehen der gewickelten Oberfläche. Anhand ihrer Position auf der Stahlwelle und anhand ihrer Charge werden die Proben kodiert (Beispiel: *C001-1* für die erste Charge und die

Position 1). Außerdem werden die Ringproben im Bereich der Sollbruchstelle mit einer beidseitigen Kerbung versehen, welche zerspanend ausgeführt wird.

Experimentelle Durchführung. In Anlehnung an *ASTM D2290* [12] werden Ringzugversuche zur Charakterisierung des mechanischen Strukturverhaltens unter Zugbelastung in Faserlängsrichtung initiiert. Die Versuche werden an einer Universalprüfmaschine des Typs *Zwick Z250* durchgeführt. Die Ringzugproben werden in eine versuchsspezifische, mehrteilige Probenaufnahme in der Universalprüfmaschine eingespannt. Neben der Kraft- und Traversenverschiebungsmessung durch die Maschine erfolgt zusätzlich eine optische Dehnungsmessung nach dem Prinzip der digitalen Bildkorrelation (DIC). Das dafür eingesetzte Messsystem ist vom Typ *GOM ARAMIS 12 M Adjustable*. Als Messsoftware wird *ARAMIS Professional 2020* [13] verwendet. Die DIC ermöglicht die vollflächige Dehnungsmessung an der Probenoberfläche anhand der zeitlichen Erfassung eines stochastischen, kontrastreichen Musters. An der mehrteiligen Probenaufnahme selbst werden Referenzmarken verklebt, um die Relativbewegungen der Aufnahmesegmente während der Versuchsdurchführung erfassen zu können. Die zerstörende Prüfung erfolgt mit einer konstanten Verfahrgeschwindigkeit der Traverse von 1 mm/min. Die Kraft- und Wegsignale (absolute Traversenposition) zeichnet die Software *testXpert III* [14] der Universalprüfmaschine mit einer Aufnahmefrequenz von 10 Hz auf, während die DIC mit einer Aufnahmefrequenz von 1 Hz Bilddaten erfasst. Das Signal der Kraftmessdose in der Universalprüfmaschine wird über eine analoge 0-10 V Gleichstromschnittstelle mit dem Testing Controller des Messsystems verbunden, sodass eine zeitsynchrone Erfassung der Dehnungen und Verschiebungen sowie der Kräfte erfolgt. Abbildung 2 zeigt einen Ausschnitt der Messsoftware im Anschluss an eine Messung des Dehnungsfelds mit DIC. In beiden Teilabbildungen a) und b) wird dieselbe Probe zu unterschiedlichen Zeitpunkten gezeigt. Zu erkennen ist das charakteristische Schadensbild, der jeweilig erfasste Kraftmesswert und das stochastische Muster an der Probenoberfläche.

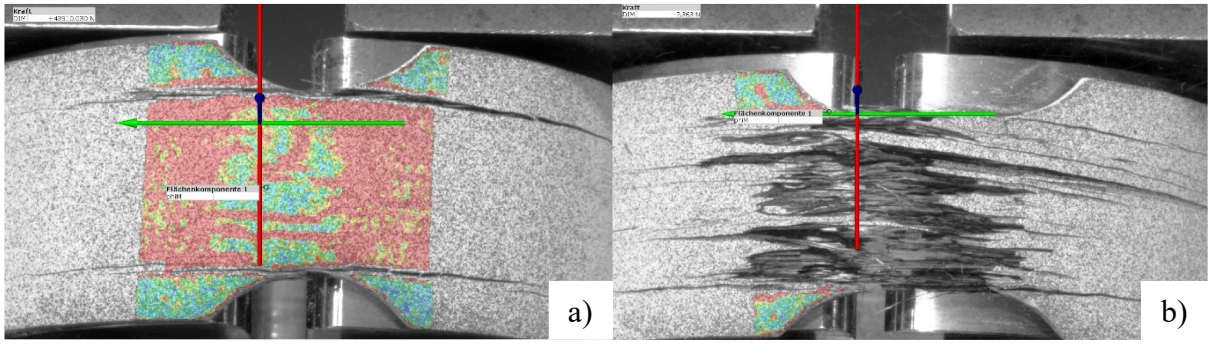


Abbildung 2: Im Ringzugversuch beobachtete Versagensbilder während der DIC Messung. a): Aufbrechen der Matrix und Abscheren der Außenringe. b): Spröder Faserbruch im verbleibenden Restquerschnitt.

Nach Abschluss der Messung werden die erfassten Verzerrungen in die Komponenten des wahren Dehnungstensors sowie die Haupt- und Nebenformänderung umgewandelt. Sowohl das Kraftsignal als auch die Dehnungskomponenten werden im Anschluss in das offene, semistrukturierte Dateiformat *.xml* [15] exportiert. Die Stufendaten enthalten die Facetten der Flächenkomponente des stochastischen Musters, die wahren Dehnungen sowie das Kraftsignal mit dem Zeitstempel der Stufendaten.

Dehnungsfeldanalyse. Im Rahmen der Dehnungsfeldanalyse wird der zeitliche Dehnungsverlauf im Bereich der Sollbruchstelle an der Ringprobenoberfläche ermittelt. Dieses ortsabhängige Zeitsignal wird mit dem Dehnungsverlauf in der numerischen Simulation verglichen und für die Kalibrierung der Materialkarte des Simulationsmodells genutzt. Die Materialhauptachse fällt, unter Berücksichtigung der Abweichung durch den Wickelwinkel,

mit der Umfangsrichtung des zylindrischen Probenkoordinatensystems zusammen. Die zuvor ermittelten Dehnungen werden daher aus einem kartesischen in ein zylindrisches Koordinatensystem transformiert. Für die Transformation der Koordinaten und Dehnungen wird eine Auswerteroutine in der Open Source Software *Paraview Version 5.12* des Unternehmens *Kitware Inc.* [16] realisiert. Über eine Best-Fit Ausrichtung der Messpunkte und des digitalen dreidimensionalen (3D) Modells der Ringprobe werden die Zylinderkoordinaten des Koordinatensystemursprungs und die Zylinderachse bestimmt. Die Vorgehensweise wird dafür zunächst händisch in der graphischen Benutzeroberfläche von *Paraview* durchgeführt und anschließend durch eine *Python* Programmierschnittstelle [17] in ein Skript überführt und automatisiert.

In einem ersten Schritt erfolgt die Konvertierung der Messdaten aus der *.xml* Datei in das Format *UnstructuredGrid* (*.vtu*) des *Visualization Toolkits* (*VTK*) [18]. In diesem Format werden die Facetten aus der DIC als unstrukturierte Gitter, bestehend aus Zellen und Punkten, repräsentiert. Analog dazu können die Dehnungskomponenten in Punkte- oder Zellarrays geschrieben werden. Diese Formatkonvertierung wird für den Referenzzustand durchgeführt und im Anschluss in *Paraview* visualisiert. Ebenfalls wird das 3D Modell der Ringprobe im *.step* Format eingelesen. Die Ausrichtung beider Komponenten fällt aufgrund der unterschiedlichen Koordinatensysteme nicht zusammen. In *Paraview* wird daher zunächst eine manuelle Rotation und Translation des 3D Modells durchgeführt, sodass es eine ähnliche grobe Vorausrichtung wie die Zellen des unstrukturierten Gitters aufweist. Im Anschluss wird das 3D Modell mithilfe des *Clip*-Filters in *Paraview* in seiner Größe auf den gemessenen Bereich zugeschnitten. Dies ist Grundvoraussetzung für eine Best-Fit-Ausrichtung zwischen 3D Modell und Messdaten. Mithilfe des im *VTK*-Modul enthaltenen *Iterative Closest Point* (*ICP*)-Algorithmus [19, 20] wird die grobe Vorausrichtung des 3D Modells in eine Best-Fit-Ausrichtung zwischen 3D Modell und Messdaten transformiert. Das Ergebnis dieses Algorithmus ist eine vollständige Transformationsmatrix der Größe 4x4. Diesen Zustand zeigt die Abbildung 3 a).

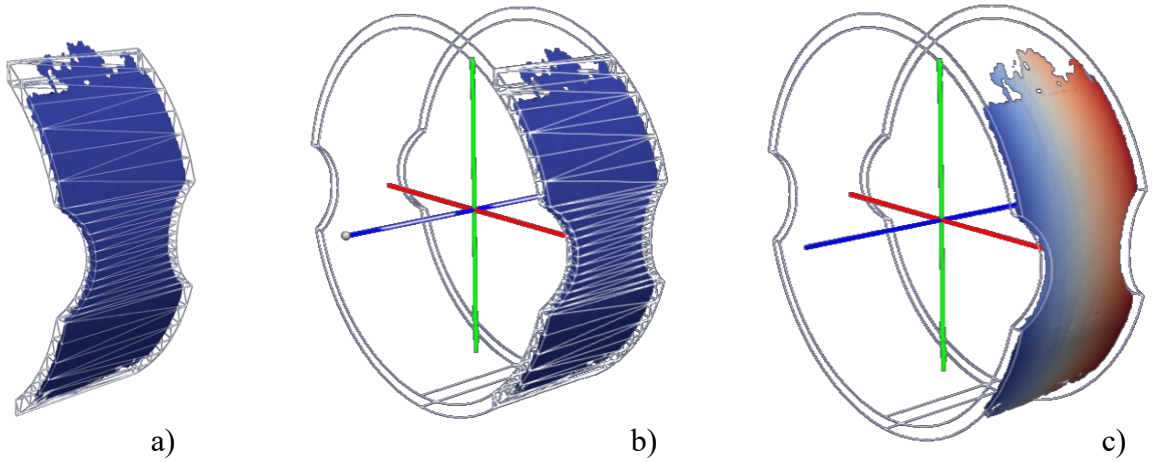


Abbildung 3: a): Best-Fit Ausrichtung zwischen 3D Modell und DIC-Messdaten in *Paraview*. b): Ursprung und Hauptachsen des Zylinderkoordinaten-systems nach der Hauptkomponentenanalyse. c): Axiale Zylinder-koordinate als Datenarray mit Falschfarbendarstellung.

Das ursprünglich in *Paraview* importierte 3D Modell kann nun mithilfe der Transformationsfilter unter Angabe der im *ICP*-Algorithmus erzeugten Transformationsmatrix neupositioniert werden. Auf Basis dieser Ausrichtung kann mit einer Hauptkomponentenanalyse der Ursprung und die Zylinderachse des Zylinderkoordinatensystems numerisch ermittelt werden. Das Ergebnis der Hauptkomponentenanalyse ist in der Abbildung 3 b) zu erkennen. Nachdem die

Ursprungskoordinaten und die Hauptachsen des 3D Modells ermittelt worden sind, wird eine Koordinatentransformation an den Messdaten durchgeführt. Die Abbildung 3 c) zeigt diesen Zustand, in welchem die Punktwolke die axiale Zylinderkoordinate in Falschfarben abgebildet sind. Danach werden die Komponenten des wahren Dehnungstensors ebenfalls in Zylinderkoordinaten transformiert. Die verarbeiteten Daten liegen als *pandas.DataFrame*-Objekte [21] vor und werden mithilfe der *Python*-Bibliothek *joblib* [22] gesichert. Für die Visualisierung der verarbeiteten Daten werden sie in *Paraview*-kompatiblen Dateiformaten gespeichert.

Zur Reduktion von Rauschen und Einflüssen aus Inhomogenitäten an der Ringprobenoberfläche werden die Dehnungswerte anschließend über einen definierten Bereich räumlich und zeitlich gefiltert. Die Auswertung der Dehnungen erfolgt nur im Bereich der Sollbruchstelle. Dafür werden die Datenpunkte anhand ihrer Zylinderkoordinaten φ und h selektiert. Über den selektierten Bereich werden anschließend komponentenweise der Mittelwert, die Standardabweichung und der Median pro Zeitpunkt (Stufe) bestimmt und als *.xml* Datei mit Metadaten gesichert.

Mikrostrukturanalyse. Zu jeder Wickelparameterkombination wird eine Ringprobe zur Herstellung eines Schliffbilds bereitgestellt. Dafür wird der Ring eingespannt und ein circa 20 mm x 10 mm x 2 mm (Länge, Breite, Dicke) großes Ringsegment aus den dafür bereitgestellten gewickelten Proben mit einer Trennmaschine des Typs *ATM BRILLANT 201* herausgetrennt. Die Ringsegmente werden mit der Faserquerschnittsfläche zur Draufsicht in der Zweikomponenten Einbettmasse des Typs *Demotec 35* platziert. Nach der Aushärtung der Einbettmasse erfolgt ein iteratives Schleifen mit Schleifblättern der Körnung P120 für ca. 60 Sekunden, P320 für ca. 60 Sekunden, P600 für ca. 90 Sekunden, P1200 für ca. 90 Sekunden und P2500 für ca. 90 Sekunden. Ein Polieren der Schliffe ist ebenfalls getestet worden, führt jedoch zu störenden Riefen unter dem Mikroskop. Die Bilderfassung erfolgt anschließend mit einem Mikroskop des Typs *Leica DM2700M* und einer Mikroskopkamera des Typs *Leica Flexacam C3*. Die Bilder des Querschnitts werden bei zehnfacher Vergrößerung mit einem Objektiv des Typs *HC PL FLUOTAR 10x* erfasst. Dabei wird bei manueller Steuerung der x-y-Achsen der gesamte Querschnitt des Ringsegments gerastert. Die Schärfe wird manuell mit der z-Achse am Mikroskop eingestellt. Für jeden Querschliff werden circa 60 bis 80 Bilder unkomprimiert im Graustufenformat gespeichert, welche eine Größe von 1920 × 1080 Pixeln und eine Farbtiefe von 8 Bit pro Pixel aufweisen. Damit ist die Abbildung von 256 Grauwertstufen möglich. Die hohe Anzahl der Bilder schließt eine manuelle Ermittlung des Faservolumenanteils aus. Für jedes Bild soll der Faser-, der Matrix- und der Luftanteil bestimmt werden. Da es sich hierbei um zweidimensionale Aufnahmen handelt, kann hier nicht von einem Volumengehalt gesprochen werden. Außerdem liegen die Fasern je Lage in einem Wickelwinkel von +/- 1 ° versetzt. Eine Abweichung der Flächenanteile vom Volumenanteil ist daher grundsätzlich zu erwarten. Um die Auswertung der Bilder reproduzierbar und teilautomatisiert durchführen zu können, wird ein *Python* basiertes Tool zur Objektsegmentierung mit der *Python*-Bibliothek von *OpenCV* [23] erstellt. Dabei durchläuft jedes Bild die Schritte *Gauß*-Filter [24] und *Contrast Limited Adaptive Histogram Equalization* (*CLAHE*)-Filter [25]. Der *Gauß*-Filter führt zu einem Weichzeichnen der Bilder, in dem 3x3-Pixelsegmente hinsichtlich ihres Grauwerts gemittelt werden. Der *CLAHE*-Filter dagegen erhöht den Kontrast und führt zu einer Scharfzeichnung des Bilds. Der *Gauß*-Filter versucht die zu starke Scharfzeichnung zu verhindern. Abbildung 4 a) zeigt ein Schliffbild nach Anwendung der beiden Filter.

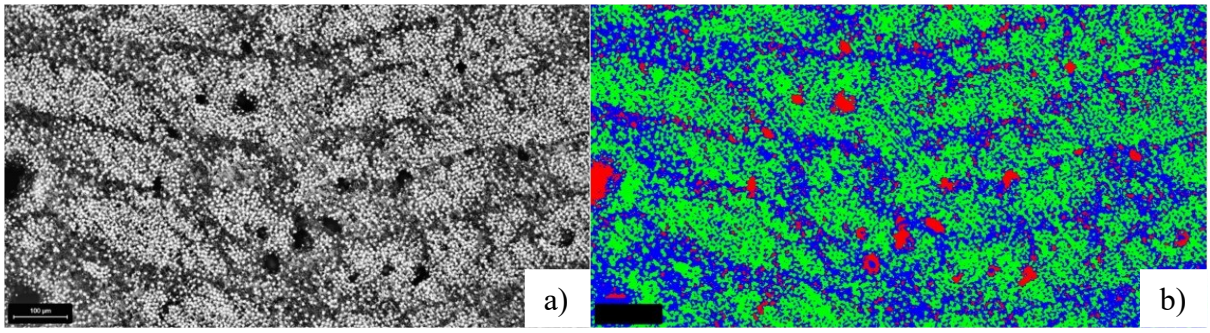


Abbildung 4: Analyse der Mikrostruktur der CFK-Ringsegmente mit *OpenCV*. a): Schliffbild nach Anwendung des *CLAHE*-Filters. b): Abgeschlossene Segmentierung und Falschfarbendarstellung der segmentierten Pixelmengen.

Dann werden über einen Grauwert-Schwellwert-Filter die Faserpixel von der Pixelmenge des Gesamtbilds entnommen und der Pixelmenge *Faser* (*Fiber*) zugeordnet. Ein weiterer Grauwert-Schwellwertfilter wird bei der reduzierten Pixelmenge des Gesamtbilds für die Bestimmung der Pixelmenge *Lufteinschluss* (*Void*) angewendet. Die verbleibenden Bildpixel werden der Pixelmenge *Matrix* zugeordnet. Die Segmentierung in die Pixelmengen *Fiber*, *Void* und *Matrix* wird für jedes Bild in einem Falschfarbenbild visualisiert und kann durch manuelle Polygonzuweisungen bei Bedarf angepasst werden. In Abbildung 4 b) ist die Segmentierung exemplarisch für ein Schliffbild gezeigt. Außerdem können über diese Funktionalität Bereiche von der Segmentierung ausgeschlossen werden. Dies wird für die Maßstabsangabe (vgl. Abbildung 4a) und b) unten links im Bild) und für Bilder, welche die Einbettmasse zeigen, durchgeführt. Die Segmentierung und die dafür verwendeten Parameter bzw. Schwellwerte werden nebst der Pixelmasken in einer *.xml* Datei semistrukturiert gespeichert, sodass die Schritte der Bildanalyse jederzeit nachvollzogen werden können. Die Einzelergebnisse werden nach dem arithmetischen Mittel und der Standardabweichung zusammengefasst und in die Versuchsmatrix eingetragen.

Numerische Simulation. Die experimentelle Versuchsdurchführung wird in einem Simulationsmodell mit expliziter Zeitintegration nachgebildet und mit der Software *LS-DYNA* in der Version *ls-dyna_mpp_d_R16_0_0_x64_centos79_ifort190_avx2_intelmpi-2018* [26] auf dem *OMNI* Rechencluster der Universität Siegen berechnet. Für die Erstellung des geometrischen Modells finden nur die Ringprobe und die Halbscheiben der Probenaufnahme Verwendung. Alle anderen Bauteile werden zur Verringerung der Freiheitsgrade und der Verkürzung der Rechenzeit nicht modelliert. Die räumliche Diskretisierung der Bauteile in finite Elemente erfolgt in der Software *LS-PrePost* [27]. Die Halbschalen werden vollständig mit Hexaedern vernetzt. Dabei variiert die charakteristische Elementkantenlänge zwischen 0,37 mm und 0,85 mm. Die Ringprobe besteht aus dreizehn Lagen, welche der Anzahl der Wicklungen der realen Probe entsprechen. Das Netz wird zunächst als Schalenkörper erstellt und anschließend hieraus mit Hilfe eines Offsets die einzelnen Lagen als Volumenkörper mit einer Dicke von jeweils 0,167 mm versetzt. In dieser Folge entstehen sowohl Hexaeder als auch Pentaeder (Abbildung 5a)). Der Verbund der einzelnen Körper wird dadurch erreicht, dass die Knoten an den anliegenden einzelnen Lagen verschmolzen sind. Auf Kontakte zwischen den einzelnen Lagen wird deshalb verzichtet. Die Interaktion zwischen den beiden Halbschalen und der untersten Lage der Ringzugprobe wird jeweils durch einen Kontakt des Typs **CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE* realisiert.

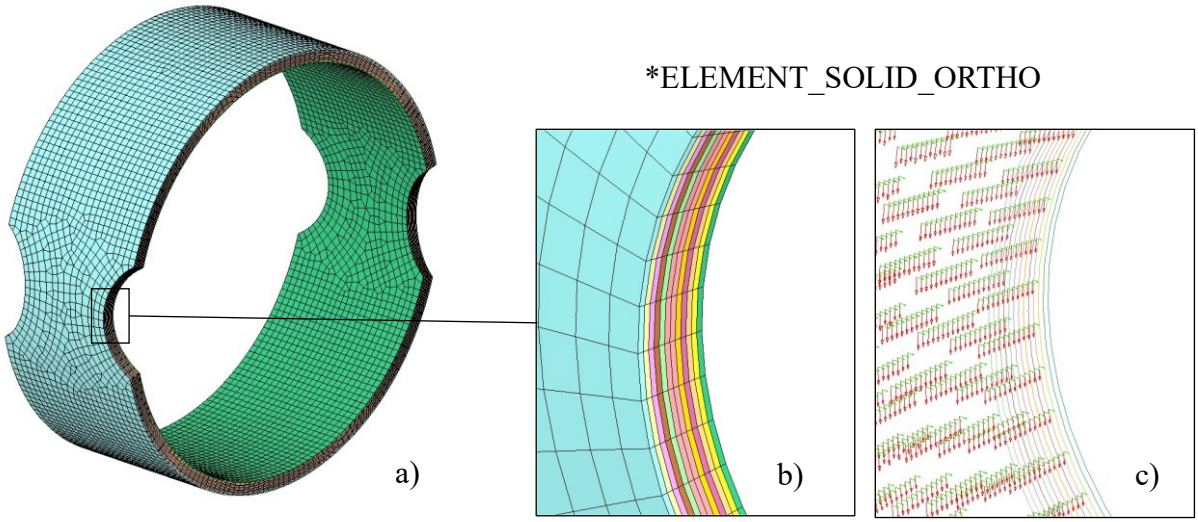


Abbildung 5: Diskretisierung der Ringprobe in *LS-PrePost* als Volumenkörper. a): Übersichtsdarstellung der Ringprobe. b): Detailausschnitt einer Kerbe mit Ansicht der Einzellagen. c): Ausrichtung des Materialkoordinatensystems.

Eine Halbscheibe wird als feste Einspannung gelagert, während die andere Halbscheibe Translationen in Lastrichtung erlaubt. Alle anderen Freiheitsgrade werden gesperrt. In der Simulation wird die Zerstörung des Rings infolge einer geschwindigkeitsinduzierten Verschiebung umgesetzt. Sie wird über eine zeitabhängige Lastkurve mithilfe des Keywords **BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_RIGID* erzeugt. Das gewählte Einheitensystem ist *mm-ms-kg*.

Die Halbscheiben aus Baustahl werden mit dem Keyword **MAT_RIGID* als starre Körper definiert. Im Gegensatz dazu sind die einzelnen Lagen der Ringprobe als deformierbare Körper modelliert. Ihr richtungsabhängiges Materialverhalten wird mithilfe des schädigungsbasierten Materialmodells **MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE* (**MAT_054*) abgebildet. Dabei handelt es sich in der verwendeten *LS-DYNA* Version um ein Materialmodell für Verbundwerkstoffe, dessen elastisches Materialverhalten orthotrop beschrieben werden kann. Dies erfordert eine Ausrichtung des Materialkoordinatensystems der finiten Elemente entlang der Faserlängsrichtung, wie in Abbildung 5 c) gezeigt. Hierfür wird in *LS-PrePost* mithilfe des Keywords **ELEMENT_SOLID_ORTHO* elementweise die Ausrichtung vorgegeben. Die Nachgiebigkeitsmatrix wird durch neun elastische Materialkennwerte, jeweils drei Elastizitätsmoduln, Querkontraktionszahlen und Schubmoduln definiert. In **MAT_054* sind das *Chang-Chang*- und das *Tsai-Wu*-Versagenskriterium für das Versagen der Matrix des Faserverbunds implementiert. Als versagensrelevante Parameter werden die Bruchspannungen in Zug- und Druckbelastung in Faserlängsrichtung und senkrecht zur Faser angegeben. Zusätzlich ist die Angabe der Bruchspannung unter Schublast erforderlich.

Die Materialkarte von **MAT_054* ist in Abbildung 6 gezeigt. Sie enthält neben den neun elastischen Kennwerten (in gelb) fünf Bruchspannungen (in grün) und fünf dehnungsbezogene Versagensparameter. Die Bruchspannungen stellen in der Materialkarte den Grenzwert dar, ab wann keine weitere Spannung in der Simulation aufgebaut wird. Die dehnungsbasierten Parameter dagegen steuern, wann ein Integrationspunkt versagt. Versagen alle Integrationspunkte, führt dies zum Löschen des jeweiligen Elements. Um das in Abbildung 1 gezeigte Versagensbild in der Simulation abzubilden, werden die spannungs- und dehnungsbasierten Parameter der Materialkarte **MAT_054* systematisch unter Anwendung der Software *LS-OPT* [28] variiert. Die Untersuchungen in *LS-OPT* sind zweigeteilt. In einem ersten Schritt wird eine Sensitivitätsanalyse einzelner Parameter der Materialkarte **MAT_054* durchgeführt. Im zweiten Schritt werden die Erkenntnisse aus der Sensitivitätsanalyse

verwendet, um zielgerichtet die Parameter der Materialkarte iterativ so anzupassen, dass der Abstand zwischen experimenteller Kraft-Weg-Kurve und numerischer Kraft-Weg-Kurve minimal wird. In diesem Beitrag wird der erste Schritt vorgestellt.

*MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE							
MID	RO	EA	EB	EC	PRBA	PRCA	PRCB
GAB	GBC	GCA	Kf	AOPT			
XP	YP	ZP	A1	A2	A3	MANGLE	
V1	V2	V3	D1	D2	D3	DFAILM	DFAILS
TFAIL	ALPH	SOFT	FBRT	YCFAC	DFAILT	DFAILC	EFS
XC	XT	YC	YT	SC	CRIT	BETA	

Abbildung 6: Materialkarte *MAT_054

Dafür wird zunächst die Materialkarte der Ringprobe parametrisiert und ein Versuchsplan in *LS-OPT* entwickelt, um die Sensitivitäten der einzelnen Parameter auf die Ausbildung der Kraft-Weg-Kurve bzw. auf die Maximalkraft in der Simulation zu ermitteln. Es wurden insgesamt acht Parameter für die Sensitivitätsstudie ausgewählt und in einem *D-optimalen* Versuchsplan variiert. Dies beinhaltet die richtungsabhängigen Bruchspannungen *XC*, *XT*, *YC*, *YT* und *SC*, welche einen direkten Einfluss auf die zuvor dargestellten Versagenskriterien nehmen. Außerdem werden die Dehnungsgrenzwerte *DFAILS*, *DFAILT* und *DFAILM* in vorgegebenen Intervallgrenzen variiert, um ihren Einfluss auf die Ausbildung der Kraft-Weg-Kurven zu analysieren. Die Parameterober- und Parameteruntergrenzen sind in Tabelle 1 aufgeführt. Nach Durchführung der Simulationen führt *LS-OPT* eine Varianzanalyse der bereitgestellten Designpunkte und Simulationsergebnisse durch.

Tabelle 1: Untersuchter Parameterraum in der Sensitivitätsanalyse der Materialkarte **MAT_054* mit der Software *LS-OPT*.

Parameter	Untere Grenze	Obere Grenze
DFAILT	0,01	0,12
DFAILM	0,01	0,1
DFAILS	0,01	0,1
XT [GPa]	0,84	0,9
XC [GPa]	0,42	0,72
YC [GPa]	0,084	0,225
YT [GPa]	0,0168	0,072
SC [GPa]	0,0084	0,09

Ergebnisse

Mechanische Eigenschaften. Für die variierten Wickelparameter *Harzdosierung* und *Harzsystem* werden Ringzugversuche an einer Universalprüfmaschine durchgeführt. Jeder der einzelnen Versuche zeigt ein sprödes Versagensbild und einen linearen Kraft-Traversenweg-Verlauf mit einem ausgeprägten Setzverhalten, welches auf die Steifigkeit der Versuchsvorrichtung zurückführbar sein kann. Die Unterschiede zwischen den Wickelparameterkombinationen zeigen sich in der Abbildung 8 deutlich. Die Wahl des Harzsystems zeigt einen markanten Einfluss auf die erzielbare Bruchkraft, insbesondere für eine mittlere Harzdosierung. Auffällig ist bei Harzsystem *A2* die geringe Streuung in den Einzelversuchen im Vergleich zu den beiden anderen Harzsystemen. Vor allem das Harzsystem *A3* weist eine hohe Streuung der Bruchkräfte bei einer mittleren Harzdosierung auf.

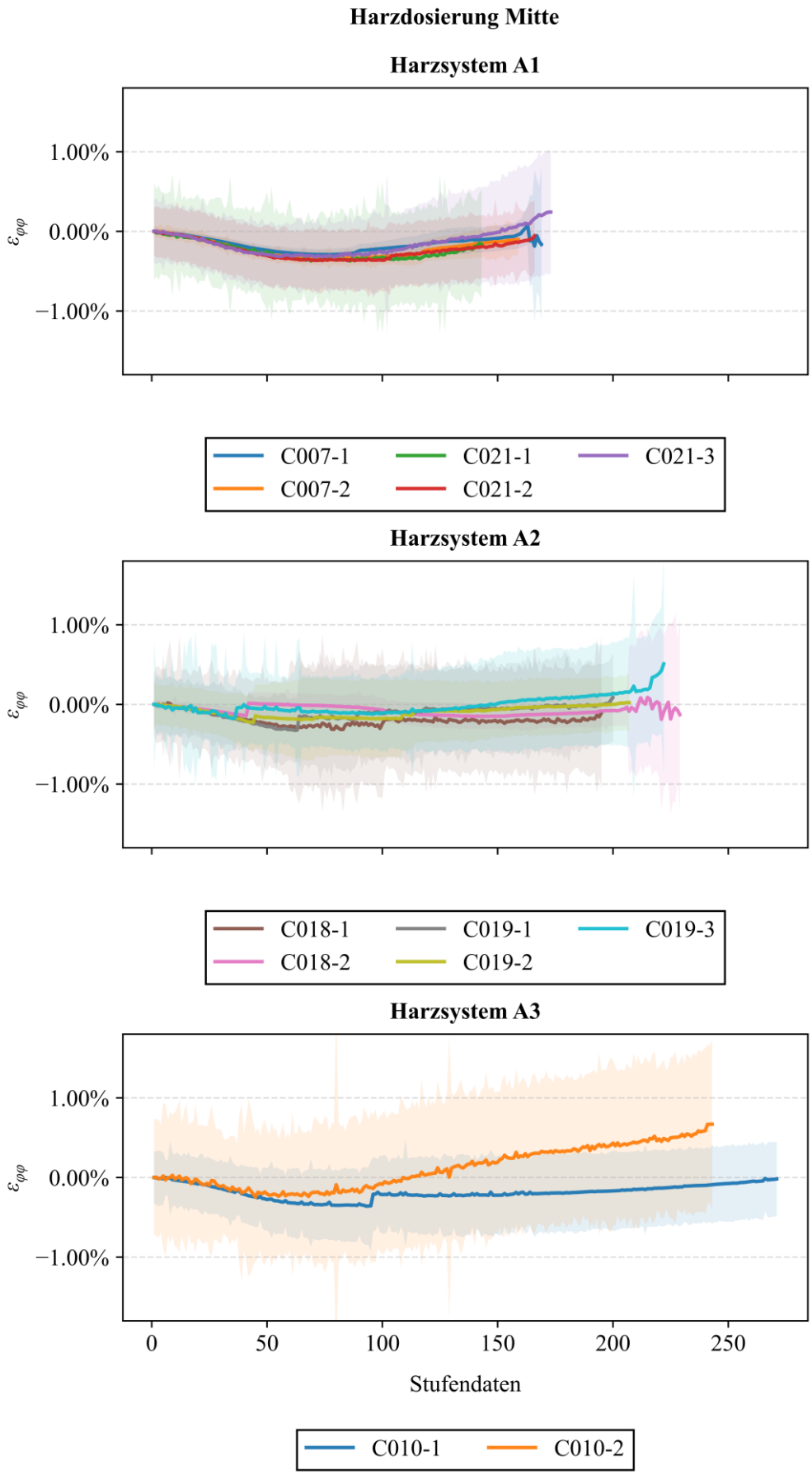


Abbildung 7: Umfangsdehnung $\varepsilon_{\varphi\varphi}$ im Zylinderkoordinatensystem der Probengeometrie bei variiertem Harzsystem für die Harzdosierung *Mitte*.

Die mittleren Dehnungsverläufe der Einzelversuche sind in Abbildung 7 aufgeteilt nach den Harzsystemen abgebildet und zeigen die wahre Dehnung in Umfangsrichtung. Bei der Analyse der wahren Dehnungen, welche im Bereich der Sollbruchstelle pro Zeitschritt gemittelt wurden, lässt sich der Einfluss der Probengeometrie auf den Dehnungsverlauf beobachten. Zu Beginn des zerstörenden Versuchs findet ein Setzverhalten statt. Diesem folgt eine Ovalisierung der Ringgeometrie, welche in Abbildung 7 durch eine zunächst negativ steigende Dehnung beobachtet werden kann. Danach beginnt ein Riss (vgl. Abbildung 2a) der äußeren Ringe entlang der Matrix, welcher schließlich in einem Abscheren einer der Ringe mündet. Dieser zunehmende Riss führt zu einer Veränderung der Ovalisierung und führt kurz darauf zu einem spontanen Gewaltbruch der Fasern im Bereich der Sollbruchstelle (vgl. Abbildung 2b).

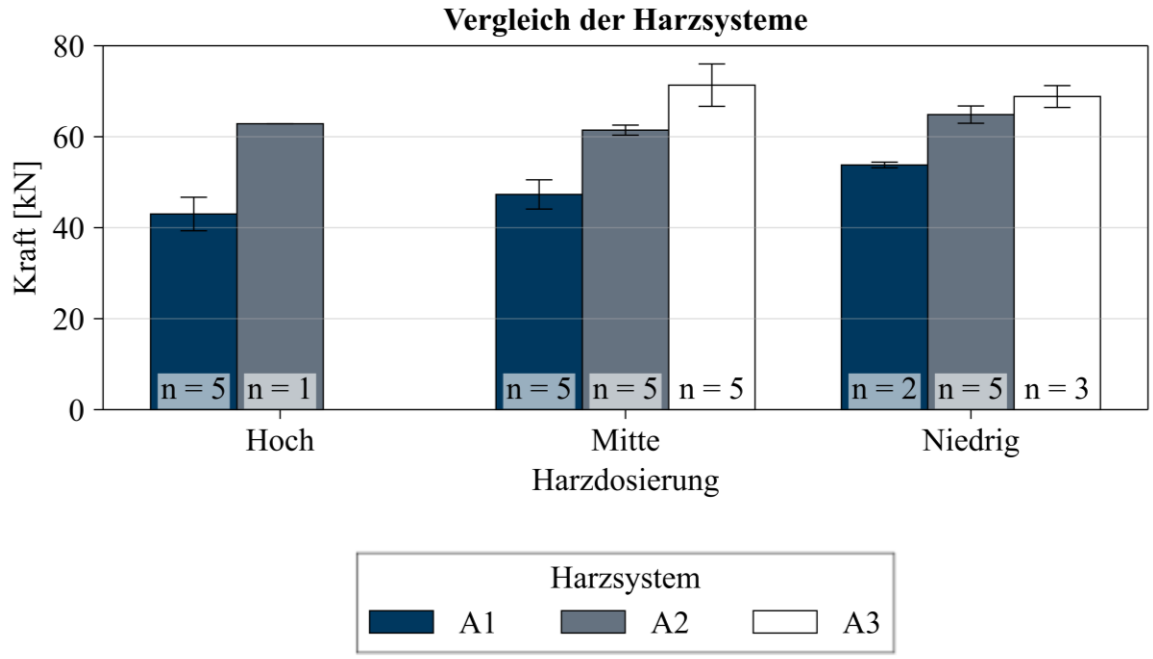


Abbildung 8: Einfluss der Wickelparameter *Harzdosierung* und *Harzsystem* auf die Maximalkraft im Ringzugversuch

Mikrostrukturkennwerte. Die Analyse der Mikrostruktur erfolgte auf Basis von Schliffbildern mithilfe einer automatisierten Bildsegmentierung, welche die Bildpixel in die Bereiche *Fiber*, *Matrix* und *Void* einteilte. Die Einteilung erfolgte anhand von Schwellwerten des Grauwerts der einzelnen Pixel. Die Wahl des Schwellenwerts für die Segmentierung der Faserbildpixel ist entscheidend für die Größe des Faserflächenanteils. Eine Unterschätzung des Grauwertintervalls führt zu einer systematischen Unterschätzung des Faserflächenanteils. Daher wurde in der Bildbearbeitungssoftware *Adobe Photoshop 2025* [29] zunächst eine einzelne Faser und ihre unmittelbare Umgebung auf die Grauwertverteilung hin untersucht. Die Abgrenzung war hierbei nicht fließend, sondern abrupt durch eine deutliche Veränderung des Grauwerts erkennbar. Der Einfluss des Schwellwerts der Faser auf die Segmentierung wird bereits bei Betrachtung der Abbildung 9 deutlich. In der Abbildung 9a) wurde ein Grauwertintervall von 190 bis 255 und in der Abbildung 9b) ein Grauwertintervall von 150 bis 255 für die Faser in der Segmentierung vorgegeben. Die Fasern sind hier in grün, die Matrix in blau und Lufteinschlüsse in rot markiert. In den oberen Bildbereichen sind vereinzelt in rot manuell erstellte Polygone zu erkennen.

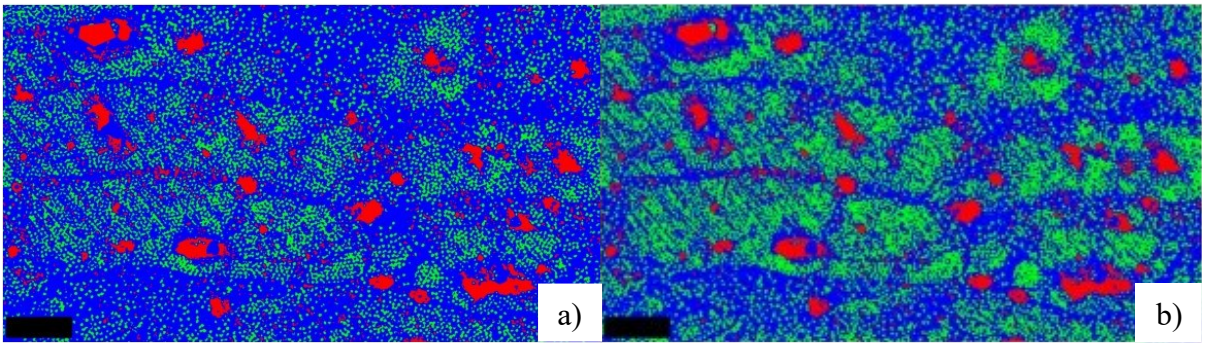


Abbildung 9: Einfluss der Grauwert-Schwellwertfiltereinstellung auf die Segmentierung der Pixel in die Mengen *Fiber*, *Matrix* und *Void*. a): Grauwertintervall der Faser [190, 255]. b): Grauwertintervall der Faser [150, 255].

Abbildung 10 zeigt die Auswertung der Flächenanteile für acht Schliffe für unterschiedliche Wickelparameterkombinationen aus *Harzdosierung* und *Harzsystem*. Bei dem *Harzsystem A1* führt eine größere *Harzdosierung* zu einer erkennbaren Vergrößerung des Matrixanteils im Schliffbild, wobei der Übergang von einer niedrigen zu einer mittleren Dosierung prägnanter als der Übergang von der mittleren zur hohen Dosierung ist. Dafür ist bei letzterem Übergang ein reduzierter Anteil an Lufteinschlüssen zu beobachten. Für das *Harzsystem A2* zeigt sich generell ein größerer Faseranteil als bei dem *Harzsystem A1*. Der Übergang von einer niedrigen zu einer mittleren Dosierung führt zu einer Vergrößerung des Matrixanteils. Eine weitere Vergrößerung der *Harzdosierung* äußerte sich im Schliffbild in einer Vergrößerung des Anteils der Lufteinschlüsse. Die Ergebnisse für das *Harzsystem A3* sind sich sehr ähnlich. Bei einer Vergrößerung der *Harzdosierung* ist hier eine Zunahme des Matrixanteils und eine Reduzierung des Anteils an Lufteinschlüssen beobachtbar.

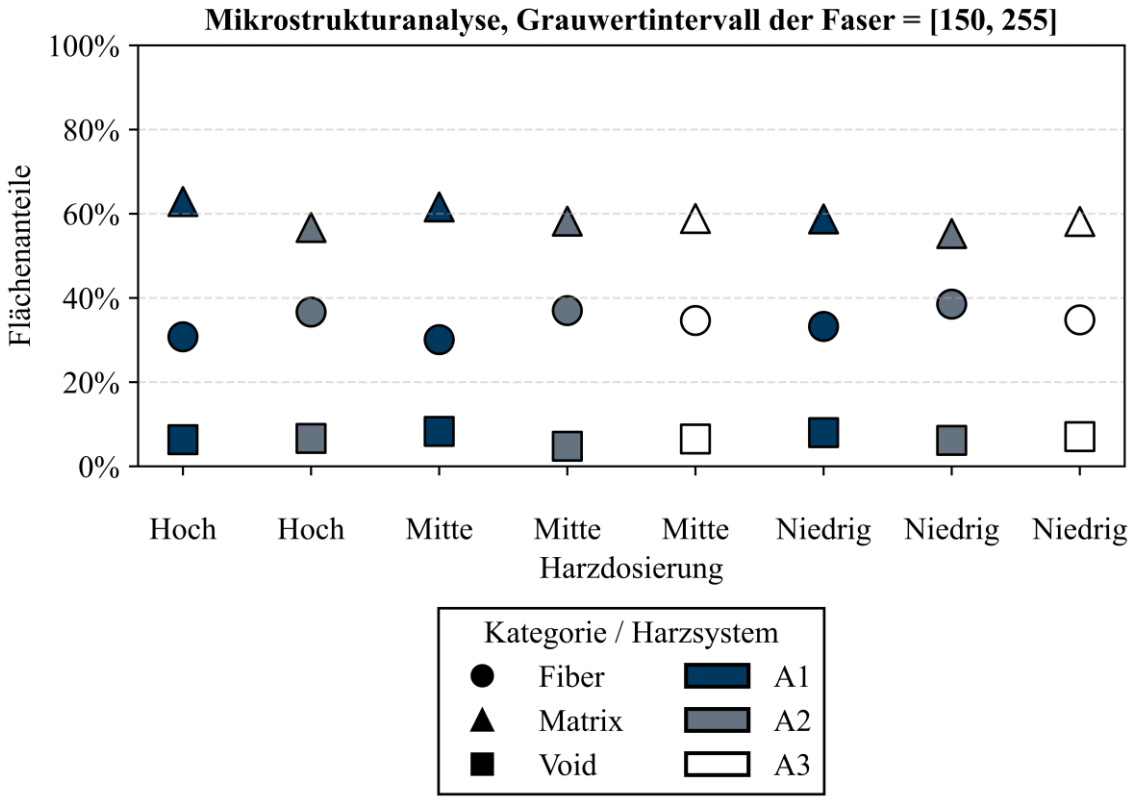


Abbildung 10: Einfluss der Wickelparameter Harzdosierung und Harzsystem auf die Ausbildung der Mikrostrukturanalyse bei einem Grauwertintervall der Faser von [150, 255].

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse. Abbildungen 11 und 12 zeigen die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse aus *LS-OPT*, in der 56 verschiedene Parameterkombinationen simuliert worden sind.

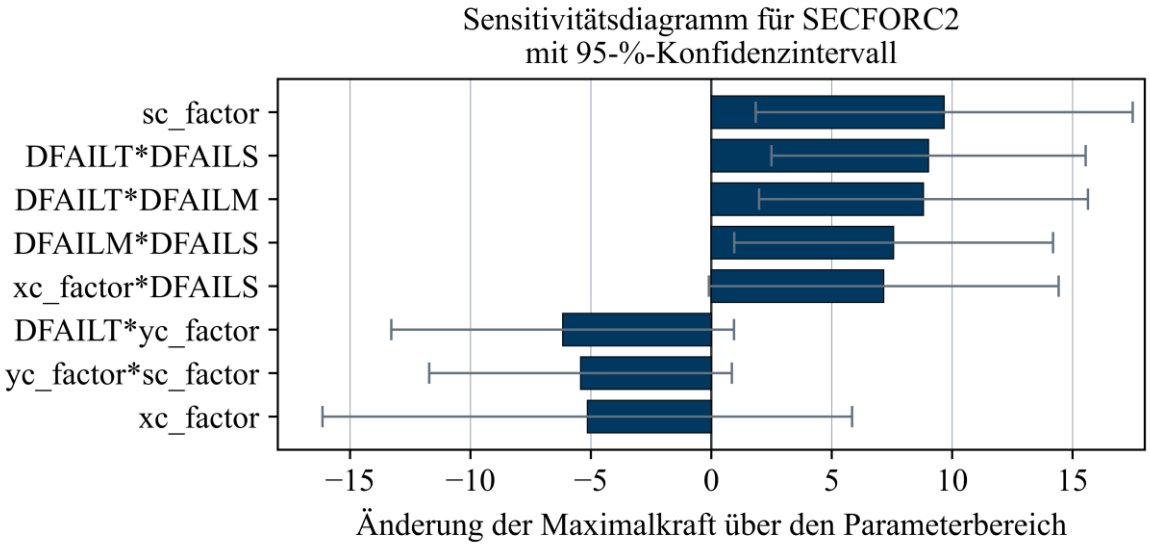


Abbildung 11: Einzelsensitivitäten sowie lineare Kombination der variierten Parameter.

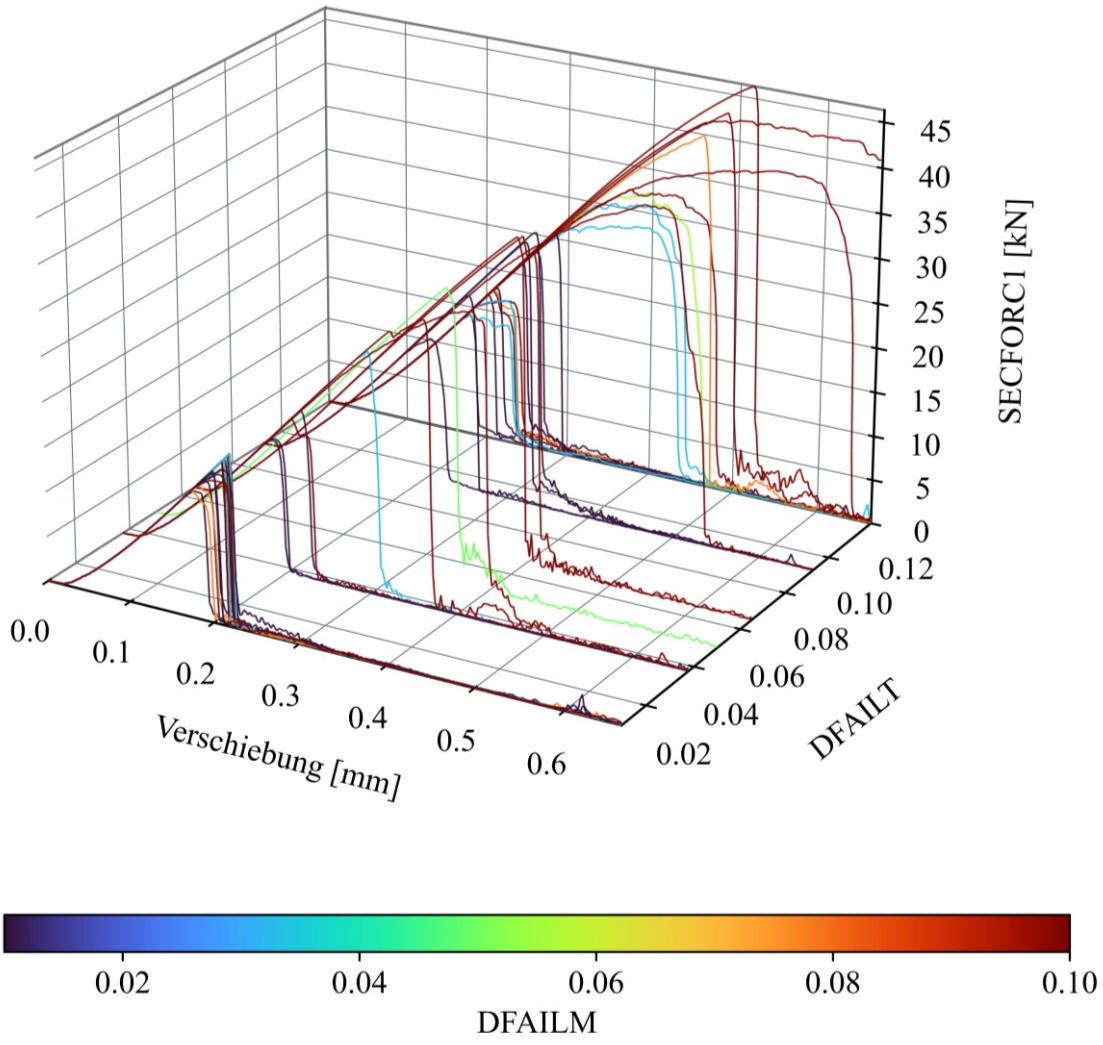


Abbildung 12: Sensitivität der Parameter *DFAILM* und *DFAILT* auf *SECFORC1*.

In Abbildung 11 wird die Einflussnahme der variierten Parameter auf die Maximalkraft *SECFORC2* in der Simulation in der Einheit Kilonewton auf der Abszisse aufgetragen. Anhand der Darstellung lassen sich für den Ringzugversuch wichtige Materialkartenparameter für den gegebenen Parameterraum der variierten Parameter identifizieren. Demnach zeigen die Parameterkombinationen aus *DFAILT*DFAILS*, *DFAILT*DFAILM*, *SC_FACTOR* und *DFAILM*DFAILS* die größte Einflussnahme auf die Maximalkraft *SECFORC2*. Die Einflussnahme der anderen Parameter, sowohl einzeln als auch in Kombination, werden als nicht signifikant bewertet und können in weitergehenden Analysen des Parameterraums als variierte Parameter vernachlässigt werden.

Die Kraft-Weg-Kurven werden in Abbildung 12 über den Parameterraum aufgetragen. Auf der Ordinate ist die Kraftreaktion *SECFORC1* in Abhängigkeit der Verschiebung dargestellt. Sie bezieht sich auf die Ebene des kleinsten Probenquerschnitts, welcher mithilfe des Keywords **DATABASE_CROSS_SECTION_PLANE* definiert wurde. Die Applikate zeigt den Parameter *DFAILT* und die Farbdarstellung zeigt den Parameter *DFAILS*. Aus dieser Darstellung ist ersichtlich, dass für größere *DFAILT*- und größere *DFAILS*-Werte die Maximalkraft tendenziell größer wird, wie bereits im Sensitivitätsplot zu erkennen ist. Wird jedoch einer der beiden Parameter kleiner, sinkt ebenfalls die Maximalkraft.

Fazit und Ausblick

In dem vorliegenden Beitrag wird eine durchgehende Methode zur Entwicklung von prozesssensitiven Materialkarten von CFK-Rohrstrukturen beginnend bei der statistischen Versuchsplanung der Prozessparameter, über die Versuchsdurchführung und die systematische Datenanalyse unter Einsatz diverser Open Source Software demonstriert. Die technischen Schritte zur Analyse der Mikrostruktur und des optisch gemessenen Dehnungsfelds in *OpenCV* und *Paraview* werden detailliert erläutert und Fallstricke aufgedeckt. Weiterhin zeigt der Beitrag, welche Sensitivitäten die Prozessparameter hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften unter Zuglast in Faserlängsrichtung bei umfangsgewickelten CFK-Strukturen zeigen. Auf Basis der experimentell ermittelten Daten wird ein Simulationsmodell aufgebaut, welches in der Lage ist, das experimentell beobachtete Versagensbild in der Simulation abzubilden. Dieses Modell wird in diesem Beitrag dazu verwendet, um im Rahmen der Materialkartenkalibrierung die Sensitivität der Materialkartenparameter auf die Entwicklung der Kraftreaktion im simulativen Experiment zu demonstrieren. Ausgehend hiervon kann ein Optimierungsmodell aufgebaut werden, welches die Materialkartenparameter innerhalb eines vorgegebenen Parameterfensters unter Vergleich der gemessenen und simulierten Dehnungsverläufe und der Maximalkräfte iterativ anpasst.

Danksagung

Dieses Vorhaben wurde im Rahmen des Zentralen Innovationsprogramms Mittelstand (ZIM) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages unter dem Förderkennzeichen KK5057117 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autorinnen und Autoren.

Literaturverzeichnis

[1] C. Kaynak, E. Salim Erdiller, L. Parnas, and F. Senel, “Use of split-disk tests for the process parameters of filament wound epoxy composite tubes,” Polym. Test., vol. 24, no. 5, pp. 648–655, 2005, doi: 10.1016/j.polymertesting.2005.03.012.

[2] F. Eggers, J. H. S. Almeida, C. B. Azevedo, and S. C. Amico, “Mechanical response of filament wound composite rings under tension and compression,” Polym. Test., vol. 78, 2019, doi: 10.1016/j.polymertesting.2019.105951.

[3] I. A. Jones, V. Middleton, and M. J. Owen, “Roller-assisted variant of the split disc test for filament-wound composites,” Compos. Part A Appl. Sci. Manuf., vol. 27, no. 4, pp. 287–294, 1996.

[4] S. W. Tsai and E. M. Wu, “A general theory of strength for anisotropic materials,” J. Compos. Mater., vol. 5, no. 1, pp. 58–80, 1971, doi: 10.1177/002199837100500106.

[5] F.-K. Chang and K.-Y. Chang, “A progressive damage model for laminated composites containing stress concentrations,” J. Compos. Mater., vol. 21, no. 9, pp. 834–855, 1987, doi: 10.1177/002199838702100904.

[6] Z. Hashin, “Failure criteria for unidirectional fiber composites,” J. Appl. Mech., vol. 47, no. 2, pp. 329–334, 1980, doi: 10.1115/1.3153664.

[7] A. Puck and H. Schürmann, “Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models,” Compos. Sci. Technol., vol. 58, no. 7, pp. 1045–1067, 1998, doi: 10.1016/S0266-3538(96)00140-6.

[8] A. Puck and H. Schürmann, “Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models,” Compos. Sci. Technol., vol. 62, no. 12–13, pp. 1633-1662, 2002, doi: 10.1016/S0266-3538(01)00208-1.

[9] S. T. Pinho, L. Iannucci, and P. Robinson, “Physically-based failure models and criteria for laminated fibre-reinforced composites with emphasis on fibre kinking: Part I: Development,” Compos. Part A Appl. Sci. Manuf., vol. 37, no. 1, pp. 63–73, 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.04.016.

[10] S. T. Pinho, L. Iannucci, and P. Robinson, “Physically based failure models and criteria for laminated fibre-reinforced composites with emphasis on fibre kinking. Part II: FE implementation,” Compos. Part A Appl. Sci. Manuf., vol. 37, no. 5, pp. 766–777, 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.06.008.

[11] AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V., Ed., Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen, 4th ed. Wiesbaden, Germany: Springer Vieweg, 2014, doi: 10.1007/978-3-658-02755-1.

[12] ASTM International, ASTM D2290-25, Standard Test Method for Apparent Hoop Tensile Strength of Plastic or Reinforced Plastic Pipe. West Conshohocken, PA, USA: ASTM International, 2025.

[13] Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, ARAMIS Professional 2020, software, Braunschweig, Germany, 2020.

[14] ZwickRoell GmbH & Co. KG, testXpert III, software, Ulm, Germany.

[15] T. Bray, J. Paoli, C. M. Sperberg-McQueen, E. Maler, and F. Yergeau, “Extensible Markup Language (XML) 1.0,” 5th ed., W3C Recommendation, 2008. [Online]. Available: https://www.w3.org/TR/xml/. Accessed: May 12, 2026.

[16] Kitware Inc., ParaView, version 5.12.0, software, 2024. [Online]. Available: https://www.paraview.org/

[17] Kitware Inc., “simple module,” ParaView/Python 5.12.0 documentation, 2024. [Online]. Available: https://www.paraview.org/paraview-docs/v5.12.0/python/paraview.simple.html. Accessed: May 12, 2026.

[18] W. Schroeder, K. Martin, and B. Lorensen, The Visualization Toolkit: An Object-Oriented Approach to 3D Graphics, ed. 4.1. Kitware Inc., 2018.

[19] P. J. Besl and N. D. McKay, “A method for registration of 3-D shapes,” IEEE Trans. Pattern Anal. Mach. Intell., vol. 14, no. 2, pp. 239–256, 1992, doi: 10.1109/34.121791.

[20] Kitware Inc., “vtkIterativeClosestPointTransform Class Reference,” VTK Documentation, 2026. [Online]. Available: https://vtk.org/doc/nightly/html/classvtkIterativeClosestPointTransform.html. Accessed: May 12, 2026.

[21] W. McKinney, “Data structures for statistical computing in Python,” in Proc. 9th Python Sci. Conf. (SciPy 2010), 2010, doi: 10.25080/Majora-92bf1922-00a.

[22] Joblib developers, “Joblib user manual,” 2026. [Online]. Available: https://joblib.readthedocs.io/en/stable/index.html. Accessed: May 12, 2026.

[23] G. Bradski, “The OpenCV library,” Dr. Dobb’s J. Softw. Tools, 2000.

[24] R. C. Gonzalez and R. E. Woods, Digital Image Processing, 4th global ed. New York, NY, USA: Pearson Education, 2018.

[25] S. M. Pizer, E. P. Amburn, J. D. Austin, R. Cromartie, A. Geselowitz, T. Greer, et al., “Adaptive histogram equalization and its variations,” Comput. Vis. Graph. Image Process., vol. 39, no. 3, pp. 355–368, 1987, doi: 10.1016/S0734-189X(87)80186-X.

[26] Ansys, Ansys LS-DYNA, version R16.0.0, software, Ansys, Inc., 2025.

[27] Ansys, Ansys LS-PrePost, version 2026 R1, software, Ansys, Inc., 2025.

[28] Livermore Software Technology Corporation, LS-OPT, version 7.0, software, Livermore Software Technology Corporation, 2020.

[29] Adobe, Adobe Photoshop, version 26.9.0, software, Adobe Inc., 2025.

Gefördert durch:

Bundesministerium für Wirtschaft und Energie

ZIM Zentrales Innovationsprogramm Mittelstand

aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 77 – 85
https://doi.org/10.25819/ubsi/11000

Experimentelle Untersuchung zum Einfluss linearer und nicht-linearer Anfahrstrategien beim Freiformbiegen

Viktor Böhm[1, a *], Thomas Spörer[1, b], Michael Ott[1, c], Enes Uçmaz[1, d] und Wolfram Volk[1, e]

[1]Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen, Technische Universität München,

Walther-Meißner-Straße 4, 85748 Garching

[a]viktor.boehm@tum.de, [b]thomas.spoerer@tum.de, [c]michael.ott@utg.de,
[d]enes.ucmaz@tum.de, [e]wolfram.volk@utg.de

Keywords: Freiformbiegen, Werkzeugabdrücke, Anfahrrampen, linear, parabolisch, sigmoidal, Kinematik

Abstract. Die sechs unabhängig ansteuerbaren Achsen des Freiformbiegeprozesses erlauben die Herstellung komplexer dreidimensionaler Spline-Biege-Geometrien. Bei engen Biegeradien zeichnen sich jedoch deutliche Werkzeugabdrücke am Beginn und am Ende der Biegung des Rohrbogens ab. Diese Arbeit untersucht experimentell, wie die Ausbildung dieser Werkzeugabdrücke durch verschiedene lineare und nicht-lineare Bewegungskinematiken für den Biegekopf gezielt reduziert werden kann. Der Effekt der nicht-linearen Kinematiken auf die Anhaukanten konnte dabei als eher gering identifiziert werden. Als signifikant wirksamer erwies sich eine Erhöhung der Bogenlänge innerhalb derer die Bewegung des Biegekopfes abgeschlossen sein muss.

Einführung und Stand der Technik

Der flexible Freiformbiegeprozess ermöglicht hohe Gestaltungsfreiheit in der konstruktiven Auslegung von Bauteilen, da durch die sechs unabhängigen Achsen des Prozesses dreidimensionale Spline-Geometrien gebogen werden können [1, 8].

Eine Schwachstelle des Freiformbiegeprozesses liegt in der Einhaltung eng definierter Toleranzvorgaben für gebogene Bauteile, da der inkrementell ansteuerbare Umformprozesses keine Korrektur, sondern lediglich eine Kompensation bereits eingebrachter Biegefehler erlaubt [1]. Jedoch wurden in jüngster Vergangenheit Fortschritte auf dem Gebiet der Inline-Geometrie-Überwachung freiformgebogener Bauteile erzielt [3, 6] und auch für die Inline-Kompensation eingebrachter Biegefehler gibt es bereits Ideenansätze [2].

Neben der geometrischen Designfreiheit, die die unabhängig voneinander programmierbaren Achsen erlauben, können diese auch genutzt werden, um die mechanischen Eigenschaften in den gebogenen Rohrsegmenten gezielt anzupassen. Dazu wird der Biegekopf unter- oder überproportional stark rotiert (bei gleichzeitig veränderter translatorischer Auslenkung), wodurch Bauteile derselben Geometrie, jedoch mit unterschiedlichen Eigenspannungen hergestellt werden können [4, 5]. Dieser Effekt kann ausgenutzt werden, um freiform-gebogene Bauteile gezielt auf mechanische Lastfälle im späteren Einsatz zu optimieren.

In [7] wurde untersucht, wie sich verschiedene Achsgeschwindigkeiten im Freiformbiegeprozess auf die Qualität der gebogenen Bauteile auswirken. Der Fokus lag hierbei auf den Anfahrrampen für die Auslenkung und die Rotation des Biegekopfes. Experimentell untersucht wurden jedoch nur lineare Anfahrstrategien.

Diese linearen Bewegungskinematiken weisen sowohl am Anfang als auch am Ende der Auslenkung einen abrupten Knick im Bewegungsprofil auf. Es ist anzunehmen, dass Bewegungskurven, welche diese Knicke abschwächen, auch zu einer verringerten Deformation am Rohr im Bereich der An- und Rückfahrt des Biegekopfes führen. Diese Hypothese wird im Rahmen dieser Arbeit experimentell auf Gültigkeit geprüft. Dazu werden verschiedene nicht-lineare parabolische und sigmoidale Bewegungsprofile auf G-Code-Basis für den Biegekopfes

erstellt (siehe Abbildung 1) und deren Einfluss auf die Werkzeug-abdrücke am gebogenen Bauteil näher analysiert.

Versuchsplanung und Ergebnisse der experimentellen Untersuchung

Alle experimentellen Untersuchungen wurden an Rundrohren aus Baustahl P235 mit einem Außendurchmesser von 33,7 mm und einer Wanddicke von 2,0 mm durchgeführt. Die Rohre wurden dabei auf einer Freiformbiegemaschine *NSB090-S* von *Jörg Neu GmbH* gebogen. Im Fokus der Untersuchung standen verschiedene lineare und nicht-lineare Anfahrstrategien für die Biegekopfkinematik und wie sich diese auf die Anhaukanten an den Rohrbögen auswirken. Zur quantitativen Beschreibung des Einflusses der Anfahrstrategien auf die Eindrucktiefe am gebogenen Rohr, wurden die Anhaukanten auf einer taktilen Koordinatenmessmaschine *LH 87* der *WENZEL Group GmbH & Co. KG* vermessen. Die getesteten An- und Rückfahrstrategien sind in Abbildung 1 schematisch dargestellt. Untersucht wurden dabei lineare Anfahrstrategien, bei denen die Auslenkung u in einem proportionalen Verhältnis F zum zurückgelegten Weg z der Vorschubstange steht

$$u(z) = F * z. \tag{1}$$

Der Parameter F beschreibt dabei das Verhältnis zwischen der Verfahrgeschwindigkeit des Biegekopfes v_{BK} und der Vorschubstange v_{Schub} bei der Anfahrrampe am Anfang der Biegung. Der Parameter E beschreibt denselben Zusammenhang während der Rückfahrt des Biegekopfes am Ende der Biegung. Im Rahmen dieser Arbeit wurden neun verschiedene Werte für die Parameter F und E in äquidistanten Abständen zwischen 0,1 und 0,9 gewählt, wobei innerhalb einer Biegung identische Parameter für die An- und Rückfahrt gewählt wurden.

Neben den linearen An- und Rückfahrstrategien wurden auch parabolische bzw. sigmoidale Biegekopf-Kinematiken untersucht. Damit zwischen den einzelnen Versuchen dabei eine Vergleichbarkeit herrscht, wurden diese Biegekopf-Kinematiken im selben $\Delta z = 16{,}37$ mm wie bei linearen Versuchen mit $F = 0{,}9$ (F90) ausgeführt. Die parabolischen Biegekopfbewegungen orientierten sich dabei an einer auf die Biegeparameter angepassten der Parabelform. Im Fall der zunächst flach ansteigenden Parabel ergibt sich rechnerisch

$$u(z) = \frac{u_{\mathrm{ges}}}{(\Delta z)^2} * z^2 = \frac{14{,}74\ mm}{(16{,}37\ mm)^2} * z^2 = \frac{0{,}055}{mm} * z^2, \tag{2}$$

wenn berücksichtigt wird, dass auf einer Vorschubstrecke Δz von 16,37 mm eine Auslenkung u_{ges} von 14,74 mm erreicht werden muss.

Die mathematische Beschreibung der am Anfang steil ansteigenden Parabel unter Nutzung derselben Randbedingung lautet

$$u(z) = -\frac{0{,}055}{mm} * (z - \Delta z)^2 + u_{\mathrm{ges}} = -\frac{0{,}055}{mm} * (z - 16{,}37\ mm)^2 + 14{,}74\ mm. \tag{3}$$

Die sigmoidalen Anfahrrampen lassen sich durch

$$u(z) = \frac{u_{\mathrm{ges}}}{1+\exp\left(-k*\left(z-\frac{\Delta z}{2}\right)\right)} = \frac{14{,}74\ \mathrm{mm}}{1+\exp\left(-k*\left(z-\frac{16{,}37\ \mathrm{mm}}{2}\right)\right)} \tag{4}$$

beschreiben. Der Faktor k beschreibt dabei die Steilheit der sigmoidalen Funktion. Je höher k gewählt wird, desto steiler bildet sich die Anfahrrampe aus. Im Rahmen dieser Untersuchung wurden k-Faktoren zwischen 0,5 und 1,0 getestet. Alle linearen und nicht-linearen Anfahrrampen sind in Abbildung 1 zu sehen.

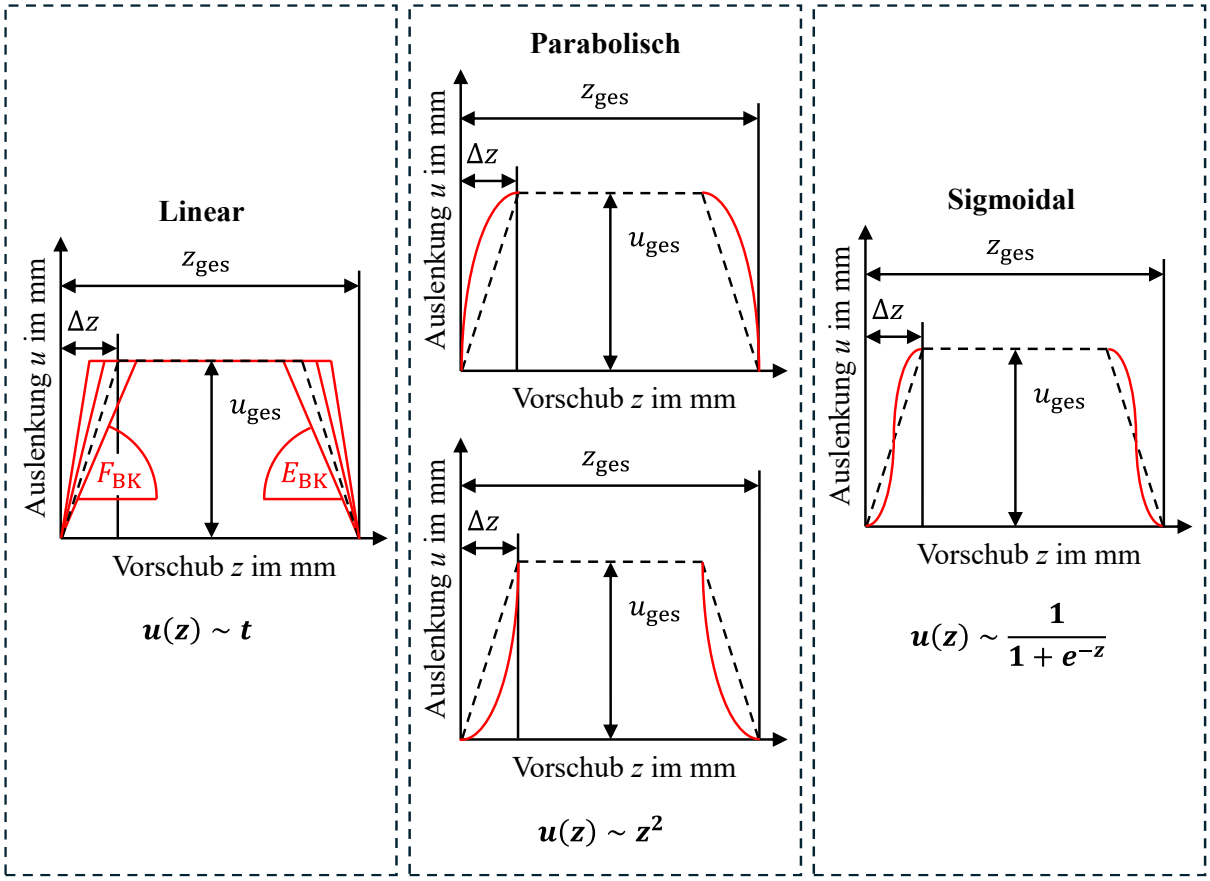


Abbildung 1: Vergleich der verschiedenen Anfahrstrategien beim Auslenken des Biegekopfes eines Freiformbiegeprozesses, linear (a), parabolisch (b) und sigmoidal (c).

Wie in Abbildung 2 dargestellt, zeichnen sich an einem freiformgebogenen Rohrbogen an vier Stellen Anhaukanten ab. Zwei davon am Beginn des Biegeprozesses, wenn der Biegekopf auslenkt und rotiert (Position 1 und 2). Analog dazu, entstehen auch bei der Rückfahrt in die neutrale Stellung des Biegekopfes am Ende der Biegung zwei weitere Anhaukanten (Position 3 und 4). Generell gilt hierbei, dass die Anhaukanten am Beginn der Biegung signifikant ausgeprägter sind als die Anhaukanten am Ende des Biegeprozesses. Dies liegt in der Kinematik des Freiformbiegeprozesses begründet. Während des gesamten Biegeprozesses bewegt sich die Vorschubstange mit konstanter Geschwindigkeit vorwärts und drückt das Rohr aus der Biegemaschine hinaus. Beim Auslenken und Rotieren des Biegekopfes in die Biegeposition erhöht sich der Druck der Matrize auf das noch ungebogene Rohr mit zunehmender Auslenkung und es zeichnet sich ein Abdruck der Matrize auf dem Rohr ab. Bei der Rückfahrt des Biegekopfes erfolgt die translatorische und rotatorische Bewegung in entgegengesetzter Richtung. Der bereits ausgeformte Radius des Rohrbogens hilft hierbei, um den Abdruck bei dieser Bewegung zu verringern. Des Weiteren ist generell festzustellen, dass die Abdrucktiefen bei kleiner werdenden Radien zunehmen, da hier der Biegekopf in einem stärkeren Ausmaß auslenkt und rotiert. Darüber hinaus, gilt ebenfalls, dass die Abdrucktiefen mit zunehmender Steilheit der An- und Rückfahrrampen (höhere *F*- und *E*-Faktoren) zunehmen, da in diesen Fällen die Auslenkung und Rotation des Biegekopfes innerhalb einer kürzeren Vorschubstrecke Δz geschieht.

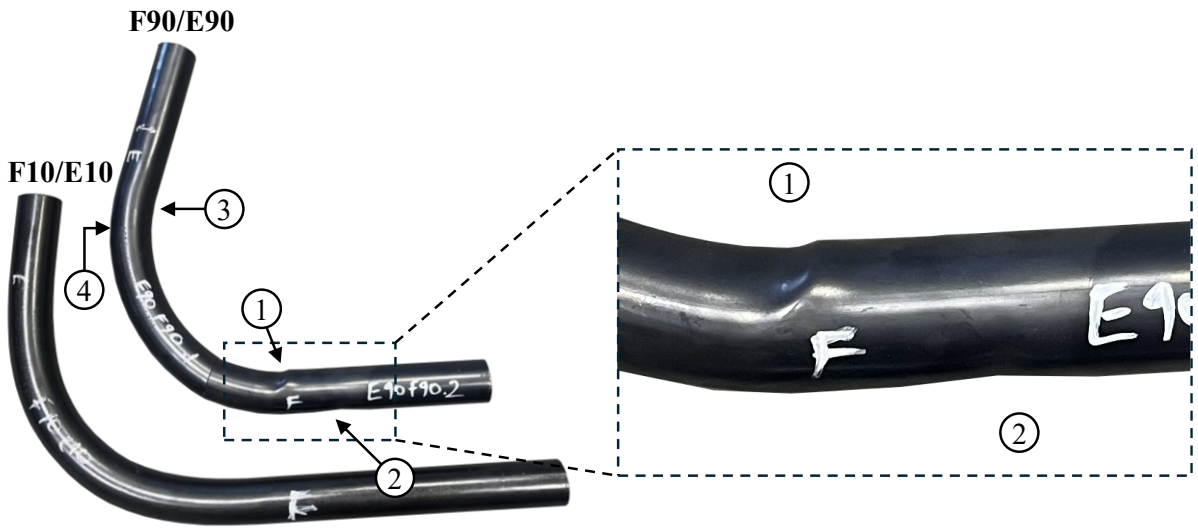


Abbildung 2: Gegenüberstellung einer linearen F10E10 Anfahrstrategie mit einer linearen F90E90 Anfahrstrategie in Bezug auf die Anhaukanten im Einstiegsbereich ① und ②, sowie im Ausstiegsbereich der Anfahrrampe ③ und ④.

Eine Veränderung der *F*- und *E*-Faktoren beeinflusst jedoch auch den Scheitelwinkel φ einer Biegung wie in Abbildung 3 zu sehen ist. Dabei gilt, dass mit höher die Faktoren *F* und *E* gewählt werden, desto größer wird auch der resultierende Scheitelwinkel des Rohrbogens. Der Grund hierfür ist, dass die gesamte Bogenlänge z_{ges} für alle Biegungen identisch war. Bei höheren *F*- und *E*-Faktoren bewegt sich der Biegekopf schneller und erreicht in einem kürzeren Δz die final ausgelenkte und rotierte Position (siehe Abbildung 1 (a)). Demnach wird ein höherer Anteil des Rohres in der maximal ausgelenkten Position des Biegekopfes prozessiert, ein höherer Anteil der Bogenlänge wird also zur Ausbildung des Radius genutzt und der Scheitelwinkel φ vergrößert sich. So beträgt Δz bei einem *F*- und *E*-Faktor von 10 % und einer Vorschubgeschwindigkeit v_{Schub} von 50 mm/s beispielsweise 147,36 mm und es bildet sich ein Scheitelwinkel von lediglich 85,05° aus. Bei F90/E90 hingegen beträgt Δz nur 16,37 mm, ein signifikant größerer Anteil der Bogenlänge passiert den Biegekopf im maximal ausgelenkten Zustand und es bildet sich ein Scheitelwinkel φ von 113,80° aus.

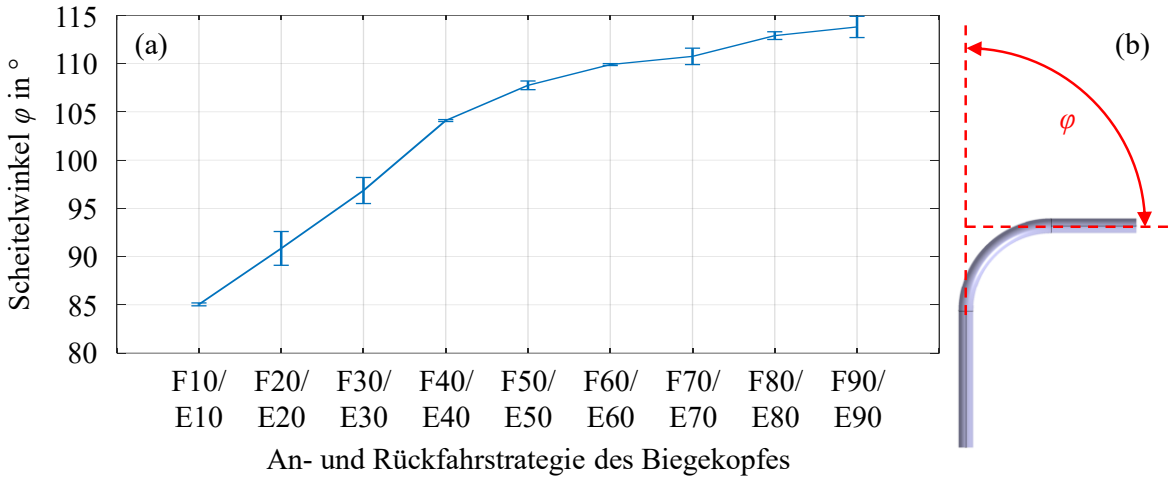


Abbildung 3: Einfluss der An- und Rückfahrstrategie auf den Scheitelwinkel φ der Biegung (a), sowie grundlegende Definition des Scheitelwinkels (b).

Der Einfluss der linearen An- und Rückfahrstrategie auf den Scheitelwinkel muss bei der Erstellung des G-Codes berücksichtigt und entsprechend kompensiert werden, um

sicherzustellen, dass das gebogene Bauteil unabhängig von der Biegekopfkinematik denselben Scheitelwinkel aufweist. Dazu muss Δz_{ges} variabel angepasst werden.

Zur qualitativen und quantitativen Beschreibung der Anhaukanten wurden diese auf einer taktilen Koordinatenmessmaschine *LH 87* der *WENZEL Group GmbH & Co. KG* mit einem Rubintaster mit 3 mm Durchmesser vermessen. Da die Ausprägung der Anhaukante stets an Position 1 am ausgeprägtesten ist, beschränkt sich die Auswertung auf diese Stelle des Rohrbogens. Das Höhenprofil einer exemplarischen F90E90 Probe ist in Abbildung 4 dargestellt. Auf einer Länge von 45 mm wurde die Anhaukante sowohl an der höchsten Stelle als auch an zwei jeweils um 1 mm nach links bzw. rechts parallel versetzten Ebenen abgetastet. Ebenfalls dargestellt ist das Höhenprofil der der mittleren Messkurve. Am Ende dieser Kurve wurde durch 50 Messpunkte eine Regressionsgerade erstellt. Diese Ausgleichsgerade entspricht der ungebogenen Rohroberfläche an der höchsten Stelle des kreisrunden Querschnittprofils. Relativ zu dieser Gerade bildet sich im Höhenprofil ein deutlich ausgeprägtes Tal (Position 1.a) und eine leichte Erhöhung (Position 1.b) aus. Der schematisch abgebildete Biegekopf verdeutlicht, wie es zu dieser Form der Anhaukante kommt. Durch die Auslenkung und Rotation des Biegekopfes drückt sich die linke Kante der oberen Biegekopfhälfte in das noch ungebogene Rohr und sorgt für die Ausformung des Tals im Höhenprofil. Gleichzeitig drückt die untere Hälfte des Biegekopfes den ungebogenen Rohrabschnitt nach oben und staucht das Material um den rechten Matrizen-Radius an der oberen Biegekopfhälfte. Die senkrechten Abstände der Extrempunkte zur Regressionslinie ($\Delta t_{1.a}$ und $\Delta t_{1.b}$) wurden mittels *Matlab R2024b* berechnet und werden im Folgenden näher analysiert.

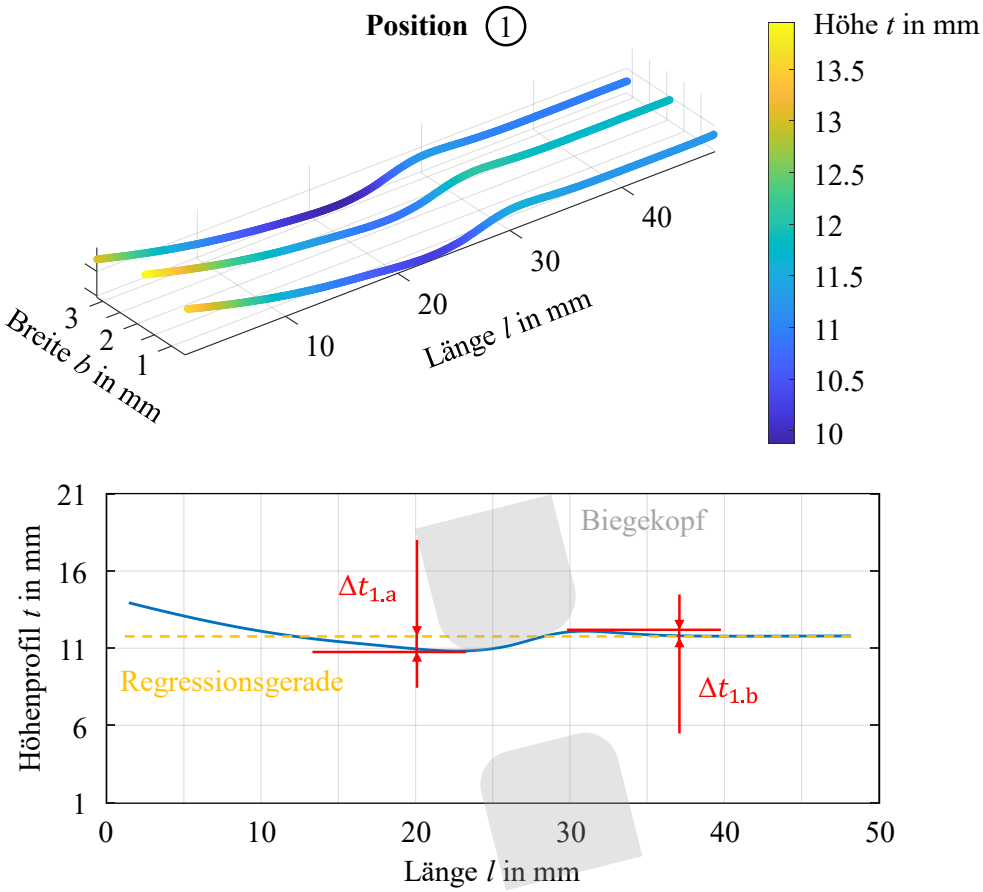


Abbildung 4: Visualisierung der Auswertungsmethodik an Position ① anhand einer durch die lineare F90E90 Anfahrstrategie erzeugten exemplarischen Anhaukante.

Abbildung 5 zeigt die die Eindrucktiefen $\Delta t_{1.a}$ und $\Delta t_{1.b}$ für alle untersuchten linearen Anfahrstrategien. Unabhängig von den gewählten Parametern F und E zeigt sich, dass die Eindrucktiefe im Tal des Höhenprofils $\Delta t_{1.a}$ stets größer ist als die Höhe der Materialanhäufung $\Delta t_{1.b}$. Des Weiteren gilt im Allgemeinen, dass eine Zunahme in der Verfahrgeschwindigkeit des Biegekopfes relativ zur Geschwindigkeit der Vorschubstange zu tieferen Werkzeugabdrücken im gebogenen Rohr führt. Die Höhe der Materialanhäufung $\Delta t_{1.b}$ nimmt dabei eher proportional mit dem Faktor F zu, wohingegen die die Eindrucktiefe $\Delta t_{1.a}$ im Bereich von F=0,4 bis F=0,6 überproportional ansteigt. Demnach empfiehlt es sich für dieses Material Biegekopfkinematiken mit F und E-Faktoren zwischen 0,3 und 0,4 zu wählen, um einen Kompromiss zwischen Werkzeugabdruck am Rohrbogen und biegbaren Radien bei kleinen Scheitelwinkeln zu erreichen.

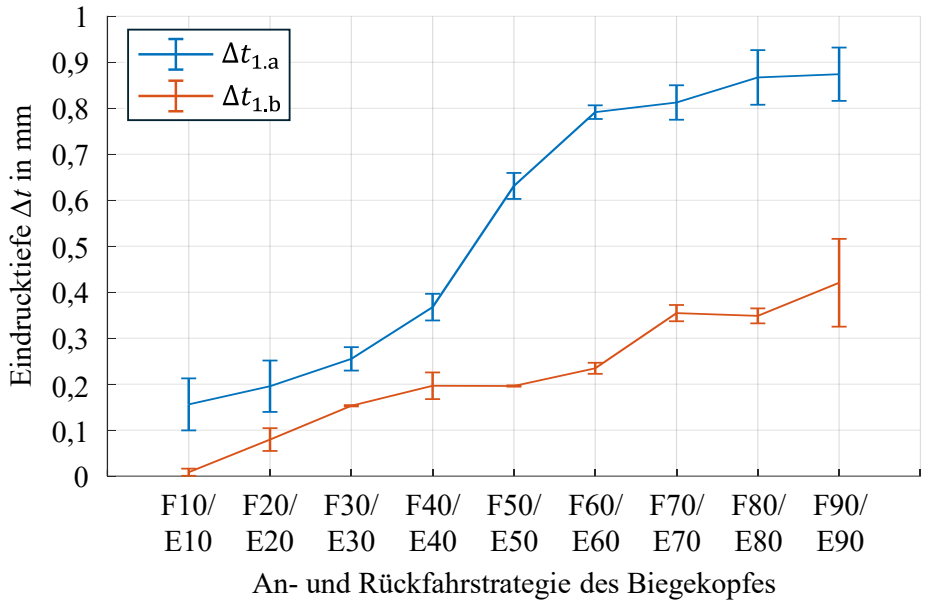


Abbildung 5: Einfluss verschiedener linearer Anfahrstrategien auf die Eindrucktiefen $\boldsymbol{\Delta t_{1.a}}$ und $\boldsymbol{\Delta t_{1.b}}$ an Position ①.

In Tabelle 1 sind die Ergebnisse zur Auswertung des Höhenprofils der Anhaukante an Position 1 am Beginn der Biegung zusammengefasst. Ebenfalls ist angegeben, welches Δz benötigt wird um bei den gewählten Biegeparametern die An- und Rückfahrrampe des Biegekopfes realisieren zu können.

Tabelle 1: Vergleich der Eindrucktiefen $\boldsymbol{\Delta t_{1.a}}$ und $\boldsymbol{\Delta t_{1.b}}$ bei linearen Anfahrstrategien.

Anfahrstrategie	**Zurückgelegte Vorschubstrecke Δz in mm**	**Eindrucktiefe $\Delta t_{1.a}$ bei Position 1a in mm**	**Eindrucktiefe $\Delta t_{1.b}$ bei Position 1b in mm**
F10/E10	147,36	0,156 ± 0,057	0,009 ± 0,008
F20/E20	73,68	0,196 ± 0,056	0,080 ± 0,025
F30/E30	49,12	0,255 ± 0,026	0,153 ± 0,001
F40/E40	36,84	0,368 ± 0,029	0,197 ± 0,029
F50/E50	29,47	0,631 ± 0,028	0,196 ± 0,001
F60/E60	24,56	0,792 ± 0,015	0,235 ± 0,012
F70/E70	21,05	0,813 ± 0,038	0,355 ± 0,018
F80/E80	18,42	0,867 ± 0,059	0,349 ± 0,016
F90/E90	16,37	0,874 ± 0,058	0,421 ± 0,096

Neben den linearen Anfahrstrategien wurden auch die nicht-linearen parabolischen und sigmoidalen Anfahrstrategien nach identischem Schema ausgewertet. Abbildung 6 fasst alle Ergebnisse dieser Untersuchung zusammen. Um die Vergleichbarkeit zwischen allen Biegekopfkinematiken zu gewährleisten, wurde für alle Versuche die identische Maximalauslenkung u_{ges} gewählt und die Bewegung des Biegekopfes fand in identischem Δz statt. Als Referenz hierfür wurde das Δz von den linearen F90E90 Versuchen gewählt. Experimentell untersucht wurden zwei parabolische und drei sigmoidale Biegekopfkinematiken. Bei den parabolischen Varianten liegt der Scheitelpunkt der Parabel einmal ganz am Anfang des Biegeprozesses ($\sim z^2$) und einmal am Ende der Anfahrrampe ($\sim -z^2$). Erstere stellt einen sanften Übergang von der Null-Position in die Anfahrbewegung sicher, letztere einen fließenden Übergang in die maximal ausgelenkte Position. Die drei sigmoidalen Kurven kombinieren beide Effekte und stellen sowohl einen sanften Übergang am Anfang als auch am Ende der Anfahrrampe sicher. Der Faktor k definiert dabei die Steigung in der Mitte der Funktion bzw. den Grad der Abflachung am Anfang und am Ende der Anfahrrampe. Getestet wurden hierbei drei k-Faktoren zwischen 1,0 und 0,5. Hierbei gilt, dass je kleiner k gewählt wird, desto ähnlicher wird die Kurve der linearen Strategie.

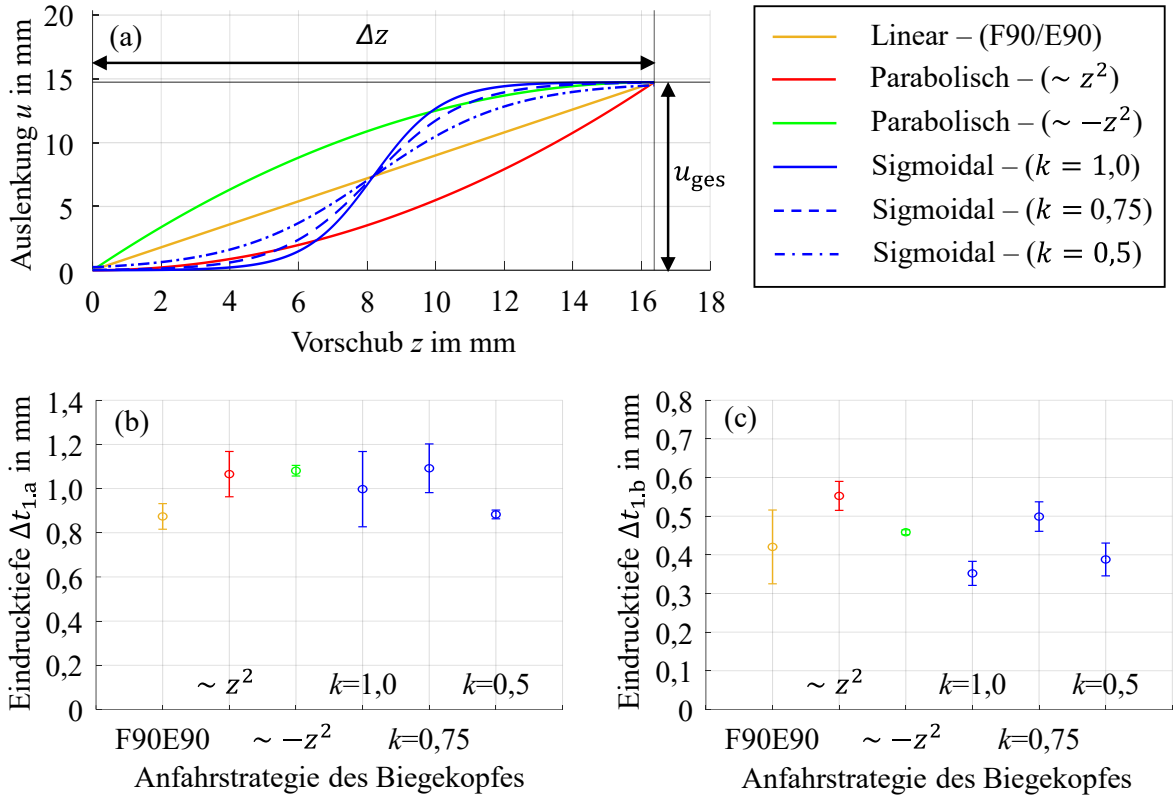


Abbildung 6: Vergleich der linearen F90E90 Anfahrstrategie mit verschiedenen nicht-linearen parabolischen und sigmoidalen Anfahrstrategien (a), sowie die Quantifizierung des Einflusses der Anfahrstrategie auf die Eindrucktiefen $\Delta t_{1.a}$ (b) und $\Delta t_{1.b}$ (c) an Position ①.

Die Auswertung hinsichtlich der Eindrucktiefen $\Delta t_{1.a}$ und $\Delta t_{1.b}$ in den gebogenen Rohrabschnitten an Position 1 zeigt für die nicht-linearen Strategien keine signifikante Verbesserung gegenüber der linearen Strategie. Gerade an Position 1a ist die Eindrucktiefe bei der linearen Strategie mit durchschnittlich 0,874 mm sogar am geringsten. Lediglich für die Höhe der Materialanhäufung an Position 1b zeigt sich durch die sigmoidalen Funktionen mit k=1 und k=0,5 tendenziell eine Verbesserung gegenüber der linearen Anfahrrampe. Die genauen Werte zur Auswertung der Werkzeugabdrücke am Rohrbogen an Position 1 können in Tabelle 2 nachgeschlagen werden.

Die aufgestellte Hypothese, dass durch nicht-lineare Anfahrstrategien das Ausmaß an Werkzeugabdrücken bei freiformgebogenen Bauteilen reduziert werden kann, konnte durch experimentelle Versuche im Rahmen dieser Arbeit widerlegt werden. Intuitiv erscheint es zwar naheliegend, dass sanftere Werkzeugbewegungen hierauf einen positiven Effekt besitzen würden, allerdings zeigt sich tendenziell sogar eine Verschlimmerung dieses Effekts bei Anwendung nicht-linearer Anfahrstrategien für die Biegekopfkinematik. Der Grund hierfür liegt vermutlich an der Steigung der Anfahrkurven. Um den Biegekopf von der Null-Position (0,0) in die maximal ausgelenkte Position (Δz, u_{ges}) zu verfahren, ist die lineare Verbindung der direkte und somit kürzeste Weg. Jeder Punkt auf der Bewegungskurve weist die selbe Steigung auf, was bedeutet, dass an jedem z-Punkt der Anfahrrampe der Biegekopf mit gleicher Geschwindigkeit bewegt. Die nicht-linearen Kurven haben zwar alle Bereiche, in denen sich der Biegekopf nur sehr moderat bewegt und lediglich sanft auf das Rohr drückt. Dafür ist die Steigung dieser Bewegungskurven in anderen Bereichen umso höher und sorgt an diesen Stellen für eine überproportionale Deformation des Rohres.

Tabelle 2: Vergleich der linearen und nicht-linearen Anfahrstrategien hinsichtlich der Eindrucktiefen $\boldsymbol{\Delta t_{1.a}}$ und $\Delta \boldsymbol{t_{1.b}}$ bei identischer Vorschubstrecke Δz.

Anfahrstrategie	**Zurückgelegte Vorschubstrecke Δz in mm**	**Eindrucktiefe $\boldsymbol{\Delta t_{1.a}}$ bei Position 1a in mm**	**Eindrucktiefe $\boldsymbol{\Delta t_{1.b}}$ bei Position 1b in mm**
Linear – (F90/E90)	16,37	0,874 ± 0,058	0,421 ± 0,096
Sigmoidal – (k=1,0)	16,37	1,000 ± 0,170	0,352 ± 0,031
Sigmoidal – (k=0,75)	16,37	1,092 ± 0,110	0,499 ± 0,038
Sigmoidal – (k=0,5)	16,37	0,883 ± 0,020	0,388 ± 0,042
Parabolisch – ($\sim z^2$)	16,37	1,066 ± 0,103	0,553 ± 0,038
Parabolisch – ($\sim -z^2$)	16,37	1,081 ± 0,024	0,459 ± 0,006

Zusammenfassung und Ausblick

Mit dieser Arbeit wurde die Hypothese aufgestellt, dass beim Freiformbiegen durch nicht-lineare Anfahrstrategien Werkzeugabdrücke auf gebogenen Bauteilen reduziert werden können. Zur experimentellen Überprüfung dieser These wurden parabolische und sigmoidale An- und Rückfahrrampen auf G-Code-Basis programmiert und anschließend gebogen. Mittels einer taktilen Koordinatenmessmaschine wurden die Anhaukanten abgetastet und deren Höhenprofile analysiert. Die Auswertung zeigte, dass sich die Problematik der Werkzeugabdrücke auf freiformgebogenen Bauteilen durch nicht-lineare Bewegungskinematiken für den Biegekopf nicht verbessern lässt. Zumindest nicht für das im Rahmen dieser Arbeit gewählte Δz von 16,37 mm. Hierbei sollte aber erwähnt werden, dass das dies für die gewählte Auslenkung von u_{ges} einer generell einer sehr steilen Anfahrrampe entspricht. Für moderatere An- und Rückfahrrampen mit $F=E=0,4$ sollte diese Untersuchung noch einmal wiederholt werden. Es ist anzunehmen, dass die sanfteren Biegekopfkinematiken erst zu einem positiven Effekt führen, wenn diese auf einem insgesamt größeren Δz stattfinden.

Literaturverzeichnis

[1] Böhm, V., Scandola, L., Tschannerl, J., Sunderkötter, C., Harms, A., Lauterbach, D., Volk, W.: Impact of semi-finished part properties and process configuration on the final geometry of structural free-form bent profiles. In: Material Forming: ESAFORM 2025. Material Forming, 05/07/2025, pp. 1703–1711. Materials Research Forum LLC (2025). doi: 10.21741/9781644903599-183

[2] Ismail, A., Maier, D., Stebner, S., Volk, W., Münstermann, S., Lohmann, B.: A Structure for the Control of Geometry and Properties of a Freeform Bending Process. IFAC-PapersOnLine 54(11), 115–120 (2021). doi: 10.1016/j.ifacol.2021.10.060

[3] Lim, H., Park, C., Kim, G., Kim, G., Yoon, J.: Real-Time Quality Classification in Free-form Bending of AHSS Panels With Principal Component Analysis and Support Vector Machine Method. Int. J. Precis. Eng. Manuf. (2025). doi: 10.1007/s12541-025-01385-5

[4] Maier, D.: Eigenschaftsflexibles Freiformbiegen mit bewegter Matrize. Dissertation, Technical University of Munich (2024)

[5] Maier, D., Stebner, S., Ismail, A., Dölz, M., Lohmann, B., Münstermann, S., Volk, W.: The influence of freeform bending process parameters on residual stresses for steel tubes. Advances in Industrial and Manufacturing Engineering (2021). doi: 10.1016/j.aime.2021.100047

[6] Scandola, L.: Virtual inline compensation by single point-tracking in free-form bending. In: Material Forming: ESAFORM 2024. Material Forming, 4/24/2024, pp. 2482–2491. Materials Research Forum LLC (2024). doi: 10.21741/9781644903131-273

[7] Scandola, L., Tschannerl, J., Maier, D., Werner, M.K., Hartmann, C., Volk, W.: Impact of the process velocities on the quality of free-form bent parts. IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 1284(1), 12061 (2023). doi: 10.1088/1757-899X/1284/1/012061

[8] Scandola, L., Erber, M., Hagenlocher, P., Steinlehner, F., Volk, W.: Reconstruction of the bending line for free-form bent components extracting the centroids and exploiting NURBS curves. Graphical Models 135, 101227 (2024). doi: 10.1016/j.gmod.2024.101227

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 87 – 92
https://doi.org/10.25819/ubsi/11001

Entwicklung und Evaluierung von Strategien zur Inline-Prozessregelung beim Freiformbiegen

Pirmin Gaißer[1, a *], Tim C. Lüth[1]

[1]Lehrstuhl für Mikrotechnik und Medizingerätetechnik (MiMed), Technische Universität München, Boltzmannstraße 15, 85748 Garching, Deutschland

[a]pirmin.gaisser@tum.de

Keywords: Freiformbiegen, Inline-Prozessregelung, Sensorfusion, Nachbiege-kinematik, Rapid Prototyping.

Abstract. Dieser Beitrag stellt das Konzept und den aktuellen Entwicklungsstand einer robotischen Inline-Prozessregelung im Rahmen des DFG-Projekts LU604/52-1 vor. Zur Validierung der Regelungsstrategien wurde eine 2D-Versuchsanlage realisiert, die mittels optischem 3D-Tracking die Bauteilgeometrie in Echtzeit erfasst. Das Freiformbiegen ermöglicht die flexible Fertigung komplexer 3D-Geometrien, steht jedoch vor der Herausforderung, hohe Fertigungsgenauigkeiten trotz schwankender Materialeigenschaften prozesssicher zu gewährleisten. Der wissenschaftliche Fokus liegt auf der Systemarchitektur des geschlossenen Regelkreises, der eine aktive Nachbiegekinematik zur Fehlerkompensation vorsieht. Es werden die methodische Vorgehensweise bei der Sensorfusion sowie die Anforderungen an die mechanische Korrektureinheit diskutiert, um eine „First-Part-Right"-Fertigung zu erreichen.

Problemstellung

Das Freiformbiegen ist ein flexibler, inkrementeller Umformprozess, der die Fertigung komplexer dreidimensionaler Geometrien ermöglicht. Es können im Rahmen des durch die Biegemaschine vorgegebenen Arbeitsbereichs beliebige Krümmungsverläufe erzeugt werden. Die zentrale Herausforderung liegt jedoch in der Beherrschung von Störgrößen wie Materialinhomogenitäten, schwankenden Wandstärken und sich ändernden tribologischen Bedingungen. Diese Faktoren führen während des Prozesses zu Abweichungen von der idealen Biegelinie, die sich aufgrund von Hebelwirkungen global aufsummieren und die Maßhaltigkeit des Endprodukts beeinträchtigen. Ohne eine gezielte Korrektur während der Fertigung ist eine prozesssichere Einhaltung enger Toleranzen bisher kaum möglich [1].

Stand der Technik

Formgebundene Profil- oder Rohrbiegeverfahren sind das Profilzugbiegen, Pressbiegen und Kompressionsbiegen. Vor allem das Rotationszugbiegen ist ein in der Industrie viel eingesetztes Verfahren [2]. Dort wird das Rohr in einer rotierenden Bewegung um die Biegematrize gezogen und erreicht hohe Fertigungsgenauigkeiten. Dabei können jedoch nur stückweise stetige Krümmungen mit konstanten Radien hergestellt werden und benötigen für jeden Radius und Rohrdurchmesser eine dafür angefertigte Matrize. Freiformbiegen dagegen ist als kinematisches Biegeverfahren nach VDI 3430 [3] eingeordnet und ermöglicht es, freie 3D-Splines ohne Werkzeugwechsel zu generieren. Während beim Drei-Rollen-Biegen lediglich Biegungen in einer Ebene möglich sind, können beim Drei-Rollen-Schub-Biegen auch helixförmige 3D-Strukturen durch zusätzliche Torsion der Rohrachse geformt werden [4]. Beim von der Firma Nissin unter dem Begriff „MOS-Bending" [5] entwickelten Freiformbiegen sind innerhalb der Maschinenspezifikationen beliebige dreidimensionale Splinegeometrien formbar. Bei diesem Verfahren wird das Werkstück durch eine feste Gleitlagerführung geschoben und mit einem in drei, fünf oder sechs Achsen angesteuerten Biegekopf kinematisch zu einer Krümmung gezwängt. Weitere Varianten des Freiformbiegens sind das TSS-Biegen [6], bei dem die Führung aus Rollen besteht und um die Werkstückachse

rotieren kann, und das Freiformbiegen mit Hexapod [7], bei dem der Biegekopf auf einer Stewart-Gough-Plattform montiert ist. Beim Freiformabrollbiegen wird der Vorschub ersetzt, indem die Führungs- und Biegerollen die zu biegende Rohrgeometrie abfahren, wodurch keine Schubspannungsüberlagerung an der Biegestelle auftritt [8].

In der aktuellen industriellen Praxis wird die Prozessführung beim Freiformbiegen primär vorab durch numerische Simulationen oder empirische Modelle bestimmt. Die Steuerung des Biegekopfs erfolgt statisch auf Basis dieser Vorberechnungen. Um Fehler zu kompensieren, werden gefertigte Bauteile nach dem Prozess offline vermessen, woraufhin die Parameter für den nächsten Durchlauf manuell angepasst werden. Bisherige Forschungsarbeiten haben bereits fundierte Grundlagen für das Prozessdesign und die Qualitätsüberwachung beim Freiformbiegen geschaffen [9]. Insbesondere Ansätze zum Inline-Tracking mittels Punktverfolgung [10] und zur geometrischen Überwachung der Biegekontur [11] zeigten das Potenzial optischer Erfassungsmethoden auf.

Die bestehende Herausforderung liegt jedoch in der Überführung dieser Überwachungsdaten in einen geschlossenen Regelkreis. Während bisherige Systeme oft erst nach dem Prozessschritt bewerten, zielt die aktuelle Forschung darauf ab, Abweichungen durch Latenz-optimierte Regelung und Aktorik in Echtzeit an der auftretenden Fehlerquelle zu kompensieren. Dies unterscheidet sich von dem Ansatz von Ismail et al. [12], der den Gesamtwinkelfehler durch Anpassungen der noch zu biegenden Restgeometrie reduziert. In verwandten Disziplinen wie dem Blechumformen oder Tiefziehen gibt es bereits Regelstrategien, die aus einer Abfolge von Biegen, Entlasten, Messen und Nachbiegen bestehen und Korrekturen am gebogenen Teil vornehmen [13]. Ziel meiner Forschung ist es, dies auf den Freiformbiegeprozess zu übertragen und Toleranzen nicht nur hinsichtlich der absoluten Pfadtreue, sondern auch relativ zwischen Bauteilsektionen sowie bezüglich der Querschnittsqualität sicherzustellen.

Nachteile des Stands der Technik

Die bisherige iterative Anpassung der Prozessparameter führt besonders bei kleinen Losgrößen zu einem ineffizienten Zeitaufwand und erheblichen Materialkosten durch Ausschuss. Da Korrekturfaktoren oft nur einzelne Radien berücksichtigen, entstehen signifikante Abweichungen bei komplexen Übergängen und Ebenenwechseln. Die fehlende Möglichkeit, unmittelbar auf unvorhersehbare Materialschwankungen während des Biegens zu reagieren, verhindert die Realisierung einer "First-Part-Right"-Strategie und schränkt die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens für hochpräzise Anwendungen ein. Gerade das Freiformbiegen ist aufgrund seiner geometrischen Flexibilität im Vergleich zu in Serienproduktion verwendeten Verfahren wie dem Profilzugbiegen am besten für individuelle Kleinserien und den Prototypenbau geeignet, bei dem die Genauigkeit des ersten Bauteils eine noch größere Rolle spielt.

Lösungsansatz

Um die Ineffizienzen traditioneller Trial-and-Error-Methoden sowie die damit verbundenen Materialkosten zu reduzieren, besteht der in dieser Arbeit verfolgte Lösungsansatz aus der Entwicklung und Implementierung eines geschlossenen Regelkreises für den Freiformbiegeprozess. Dies erfordert die Realisierung einer robusten Inline-Erfassung der Bauteilgeometrie sowie die Integration einer aktiven Nachbiegekinematik, die direkt in den laufenden Prozess eingreifen kann. Ziel ist es, ein echtzeitfähiges System zu schaffen, das auf Basis von Sensoren und modellgestützter Regelung lokale Verformungsfehler erkennt und durch gezielte mechanische Korrektureingriffe kompensiert, um eine maximale globale Maßhaltigkeit zu erreichen.

Entwicklung

Das Projekt soll zu einem Stadium gelangen, bei dem die Regelung im Industriestandard für 3D-Geometrien und Rohre verschiedener Materialien und Wandstärken sowie Durchmesser

bis 90 Millimeter implementierbar ist. Dafür werden zunächst im kleinen Maßstab Theorien erprobt und iteriert. Der Entwicklungsprozess soll so ablaufen, dass zunächst eine Miniatur-2D-Biegemaschine aufgebaut wird, an der Sensorik und erste Korrekturmaßnahmen mittels vereinfachter Nachbiegekinematik erprobt werden können. Diese soll zunächst durch eine seitliche Schubbewegung das Bauteil in der Biegeebene korrigieren. Die Maschine folgt dem Drei-Rollen-Schubbiegeverfahren, da für 2D-Biegungen einfache Profilrollen ausreichen, um das Werkstück in der Ebene zu führen. Die Motoren verfügen über Drehmomente in der Größenordnung Newtonmeter, um 6 Millimeter Vollprofilrohre aus V2A-Stahl umformen zu können.

Anschließend soll dann eine 2,5D-Maschine aufgebaut werden, die mittelgroße Stahlrohre im Bereich 15 Millimeter Durchmesser biegen kann. Diese soll in der Lage sein einen Vorschub und einen Biegekopf in einer Richtung lateral zu aktuieren, sowie den Biegekopf aktiv zu rotieren. Außerdem soll das Rohr an der Vorschubeinspannung um seine Achse rotierbar sein. So können 2D-Kurven mit unterschiedlichen Biegeebenen aneinandergereiht werden, sodass 3D-Geometrien umsetzbar sind. Mit dieser Maschine ist dann bereits 3D-Nachbiegen nötig, das heißt, die Nachbiegekinematik benötigt bereits alle Freiheitsgrade, die dann im dritten Schritt auch bei der industriell einsetzbaren, geregelten 3D-Freiformbiegemaschine nötig sein werden. Dabei kann die Nachbiegekinematik entweder als Add-on für bestehende Industriemaschinen implementiert werden oder, falls nötig, eine Gesamtlösung inklusive Biegemaschine gebaut werden.

Konzept

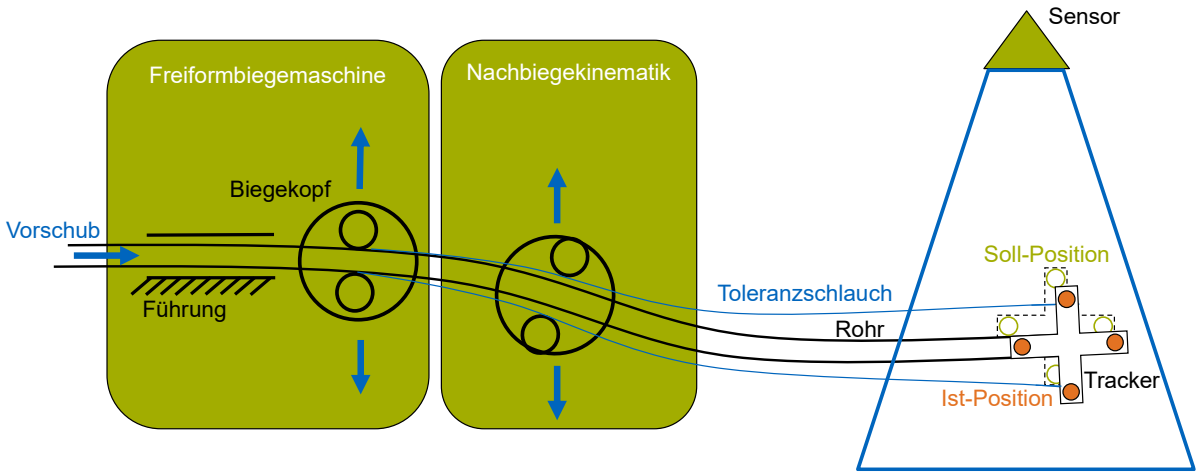


Abbildung 1: Konzept der geregelten Freiformbiegemaschine mittels Nachbiegekinematik und Sensorsystems. Der Toleranzschlauch weitet sich durch die Fehlerfortpflanzung zum offenen Ende hin. Während des In-line Trackings berührt die Nachbiegekinematik das Rohr nicht und kommt zum Eingriff, falls eine Toleranzüberschreitung detektiert wird.

Unabhängig von der Skalierung und dem Arbeitsbereich der Maschine lässt sich das Konzept der mittels Nachbiegekinematik geregelten Freiformbiegemaschine wie in Abbildung 1 darstellen. Der Freiformbiegemaschine ist eine Nachbiegekinematik nachgelagert und die Maßhaltigkeit der Rohrgeometrie wird im entlasteten Zustand durch Sensoren erfasst. So kann die tatsächliche Geometrie nur unter Einfluss des Eigengewichts gemessen und korrigiert werden. Aus den Anforderungen an das Werkstück ergibt sich ein Toleranzfeld um die Geometrie, das sowohl Winkel- und Krümmungsfehler als auch absolute Pfadtreue berücksichtigen kann.

Beschreibung des Lösungsprozesses

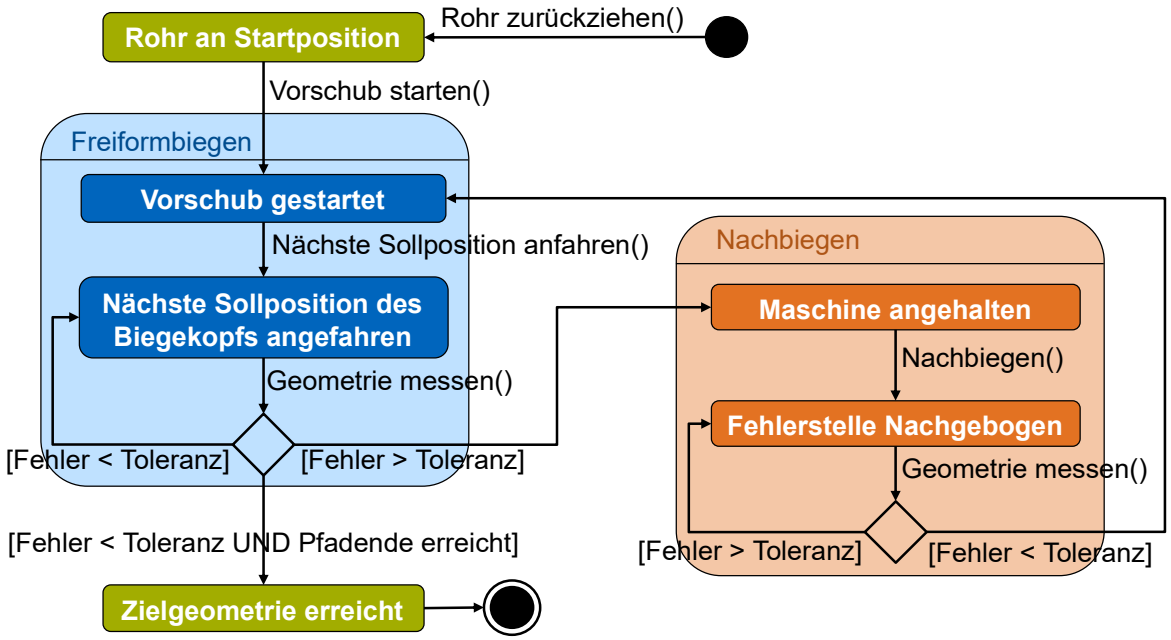


Abbildung 2: Zustandsdiagramm des geregelten Freiformbiegeprozesses mittels Nachbiegekinematik. Der unter kontinuierlichem Vorschub ablaufende Biegeprozess wird bei Überschreiten der Toleranz unterbrochen und ein iteratives Nachbiegen erfolgt, bis der Fehler behoben ist und der reguläre Biegeprozess wieder aufgenommen werden kann.

Der Lösungsprozess ist in Abbildung 2 skizziert. Nach der Initialisierung und der Positionierung des Rohres an der Startposition beginnt der kontinuierliche Vorschub. Das System arbeitet in diesem Zustand die vorgegebene Sollgeometrie ab, indem der Biegekopf schrittweise die berechneten Trajektorien anfährt. Während dieses aktiven Vorschubs wird die Bauteilgeometrie kontinuierlich in Echtzeit erfasst. Die Nachbiegekinematik folgt der Rohrbewegung, ist jedoch während des regulären Freiformbiegeprozesses nicht in Kontakt mit dem Rohr. Dies wird durch einen größeren Abstand zwischen den beiden Profilrollen im Vergleich zum Biegekopf gewährleistet (Abbildung 1).

Nach dem Anfahren jeder diskreten Sollposition erfolgt eine präzise Geometrie-Messung, um den aktuellen Fehlervektor zwischen der Soll- und der Ist-Position zu bestimmen. Solange dieser Fehler innerhalb der definierten Toleranzgrenzen liegt, wird der reguläre Biegevorgang bis zum Erreichen der Zielgeometrie fortgesetzt.

Überschreitet der Geometriefehler die zulässige Toleranz, wird der Vorschub unmittelbar unterbrochen und die Maschine in einen kontrollierten Haltezustand versetzt. Die Nachbiegeeinheit greift nun aktiv in den Prozess ein. Da das Material an dieser Stelle bereits plastisch verformt wurde, muss die Auslenkung auf Basis eines Materialmodells und Messdaten so eingestellt werden, dass eine gewünschte Winkelkorrektur erreicht wird. Denkbar ist hierfür eine Gaußprozess-Regression zu verwenden, die mit jeder neuen Biegung das Materialmodell überarbeitet. Nach dem Korrektureingriff wird das Bauteil mechanisch entlastet, um den Einfluss der elastischen Rückfederung zu eliminieren. Erst im entlasteten Zustand erfolgt eine erneute Geometriemessung.

Dieser Zyklus wird iterativ durchlaufen, bis der gemessene Fehler wieder innerhalb des Toleranzschlauchs liegt. Aufgrund der potenziellen Materialermüdung bei vielen Iterationen ist die Anzahl der Korrekturzyklen begrenzt. Nach erfolgreicher Korrektur kehrt das System in den Zustand des aktiven Vorschubs zurück, bis die vollständige Zielgeometrie erreicht ist.

Aktueller Stand des Versuchsaufbaus

Der derzeitige Versuchsaufbau umfasst eine 2D-Miniatur-Biegeanlage für 6-mm-Rohre, die auf einem Drei-Rollen-Schub-Biegekonzept mit reibungsminimierenden Profillaufrollen basiert. Der Vorschub und der Biegekopf sind auf Linearführungen montiert. Die Steuerung mittels G-Code erfolgt über einen Raspberry Pi 5 in Kombination mit einer Mesa-Karte und zwei BLDC-Motoren, während ein Polaris-Vicra 3D-Kamerasystem der Firma „Northern Digital Inc“ das optische Tracking der Werkstückgeometrie übernimmt. Diese hat eine Bildwiederholrate von 20 Hertz bei einem RMS-Fehler von circa 0,25 Millimetern. Die in Abbildung 3 weißen Komponenten der Maschine sind zur schnellen Iteration im 3D-Druck gefertigt. Die Nachbiegekinematik ist noch nicht vorhanden. Der aktuelle Prototyp dient dazu, eine robuste Geometriemessung zu entwickeln. Dazu sind drei Trackerobjekte mit jeweils vier Markern an der Maschine angebracht. Der Tracker an der festen Führung dient als Referenz, während der am Ende des Rohres die Geometrie über den Verlauf der Biegung erfasst. Der am Biegekopf befestigte Tracker wird zur Kalibrierung des Kopfes verwendet und kann als weiterer Datenpunkt zur genaueren Berechnung der Ist-Geometrie herangezogen werden.

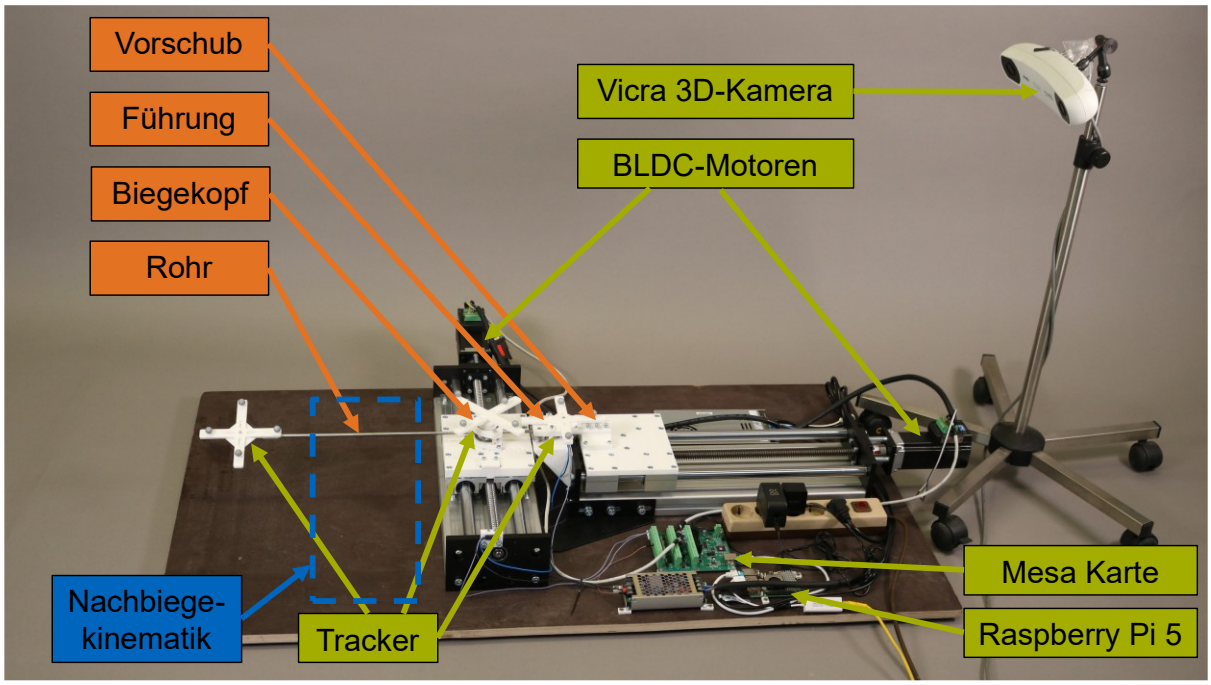


Abbildung 3: Aktuelle Umsetzung der Biegemaschine, bestehend aus einem Vorschub, einem Biegekopf, zwei angesteuerten Linearachsen und einem Sensorsystem basierend auf einer Vicra 3D-Kamera, die drei Trackerobjekte lokalisiert. Im blau gestrichelten Bereich ist die Nachbiegekinematik vorgesehen.

Ausblick

In der nächsten Projektphase soll die Nachbiegekinematik eingebunden werden, die sich im Abbildung 3 links des primären Biegekopfes befinden wird. Diese soll zunächst parallel zum Biegekopf durch eine zweite angetriebene Linearachse realisiert werden. Um den regulären Biegeprozess nicht zu beeinflussen, werden die Profillaufrollen des Nachbiegekopfes mit erhöhtem Spiel konstruiert, sodass sie das Rohr nur bei einer aktiven Korrekturmaßnahme berühren. Die Rohrdurchbiegung durch ihr Eigengewicht muss aus den Sensordaten gefiltert werden, und V-förmige Profilrollen sollen das schwerkraftbelastete Rohr in der Biegeebene zentrieren. Später kann die Nachbiegekinematik als um den Biegekopf rotierender Hebel konstruiert werden, um einen erweiterten Arbeitsraum zu realisieren.

Geprüft werden muss, wie gezielt das bereits plastifizierte Rohr nachgebogen werden kann und ob sich die Maschine so anhalten lässt, dass der zu korrigierende Fehler sich an der

richtigen Position befindet. Außerdem sollen die Messergebnisse der 3D-Kamera ausgewertet und mit alternativen Messmethoden verglichen werden. Denkbar sind Kameras, Beschleunigungssensoren oder Positionstaster, um die Rohrgeometrie zu messen.

Danksagung
Der vorliegende Beitrag stellt einen Auszug aus den Arbeiten eines Forschungsprojekts dar, das von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) unter der Projektnummer 538527325 gefördert wird.

Literaturverzeichnis

[1] Scandola, Lorenzo (2025): Free-Form Bending: From Process Design to Quality Monitoring. Technische Universität München. Available online at https://mediatum.ub.tum.de/1760289.

[2] Borchmann, Linda (2021): Regelung des Werkstoffflusses zur Erhöhung der Bauteilqualität beim Rotationszugbiegen. Dissertation. Universität Siegen.

[3] Verein Deutscher Ingenieure (VDI) (2014). Richtlinie 3430: Rotationszugbiegen von Profilen. Düsseldorf: VDI-Verlag.

[4] Vipavc, Daniel (2018): Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen. Dissertation. Friedrich-Alexander-Universität Erlangen.

[5] Murata, Makoto; Ohashi, Nobuhito; Suzuki, Hideo (1989): New flexible pentration bending of a tube. (1st Report, A study of MOS bending method). In Trans.JSME, Ser.C 55 (517), pp. 2488–2492. DOI: 10.1299/kikaic.55.2488.

[6] Chatti, Sami; Hermes, M.; Tekkaya, A. Erman; Kleiner, Matthias (2010): The new TSS bending process: 3D bending of profiles with arbitrary cross-sections. In CIRP Annals 59 (1), pp. 315–318. DOI: 10.1016/j.cirp.2010.03.017.

[7] Fraunhofer-Institut für Umformtechnik und Werkzeugmaschinen (2013): HexaBend - Freiformbiegen auf einer parallelkinematischen Biegemaschine : Verbundprojekt im Rahmenkonzept "KMU-Innovativ". Technische Informationsbibliothek u. Universitätsbibliothek. Chemnitz.

[8] Nebeling, Daniel; Engel, Bernd (2023): Freiformabrollbiegen. Universitätsbibliothek Siegen.

[9] Staupendahl, Daniel (2020): 3D Profile Bending with Five Controlled Degrees of Freedom. Dissertation. Technische Universität Dortmund.

[10] Scandola, Lorenzo; Böhm, Viktor; Maier, Daniel; Tschannerl, Jeremias; Steinlehner, Florian; Hartmann, Christoph; Volk, Wolfram (2024): An inline point-tracking approach for the real-time monitoring of the free-form bending process. In Advances in Industrial and Manufacturing Engineering 9, p. 100150. DOI: 10.1016/j.aime.2024.100150.

[11] Scandola, Lorenzo; Maier, Daniel; Meier, Johannes; Volk, Wolfram (2024): Inline Monitoring of the Geometry of Free-form Bent Components. In IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 1307 (1), p. 12036. DOI: 10.1088/1757-899X/1307/1/012036.

[12] Ismail, Ahmed; Maier, Daniel; Stebner, Sophie; Münstermann, Sebastian; Volk, Wolfram; Lohmann, Boris (2023): Free-form Bending Control using Optimal Residual Strategies. In IFAC-PapersOnLine 56 (2), pp. 2671–2676. DOI: 10.1016/j.ifacol.2023.10.1358.

[13] Allwood, J. M.; Duncan, S. R.; Cao, J.; Groche, P.; Hirt, G.; Kinsey, B. et al. (2016): Closed-loop control of product properties in metal forming. In CIRP Annals 65 (2), pp. 573–596. DOI: 10.1016/j.cirp.2016.06.002.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 93 – 106
https://doi.org/10.25819/ubsi/11002

In-Prozess Verstellung von Werkzeugsegmenten bei Biegeverfahren

Apostolos Aslanidis[1, a *] und Bernd Engel[1,b]

[1]Universität Siegen, Lehrstuhl für Umformtechnik (UTS), Breite Straße 11, D-57076 Siegen, Deutschland

[a]apostolos.aslanidis@uni-siegen.de, [b]bernd.engel@uni-siegen.de

Keywords: Flexibles Profilbiegen, Segmentierte Umformwerkzeuge, Verstellbare Umformwerkzeuge, Transformer Werkzeuge, Abrollbiegen, Freibiegen.

Abstract. Kinematische Biegeverfahren wie das Drei-Rollen-Schubbiegen besitzen eine inhärente Flexibilität, da mit einem einzigen Werkzeugsatz unterschiedliche Bauteilgeometrien hergestellt werden können. Werkzeuggebundene Umformverfahren wie das Rotationszugbiegen (RZB) oder das Abrollbiegen (ARB) sind diesbezüglich limitiert. Diese Formbindung ist im Hinblick auf die Flexibilität nachteilig, da eine Änderung der Bauteilgeometrie i.d.R. ein anderes Werkzeug oder Werkzeuganpassungen erfordert. Vorteile dieser industriell weit verbreiteten Biegeverfahren sind hingegen eine hohe Prozessstabilität sowie die Möglichkeit, sehr kleine Biegeverhältnisse zu realisieren. Ein Ansatz zur Flexibilisierung formgebundener Biegeverfahren bei gleichzeitiger Beibehaltung ihrer Vorteile besteht in der Verwendung segmentierter, verstellbarer Werkzeuge. Um die hierfür notwendigen großen Konturänderungen zu ermöglichen, ist einerseits eine Segmentierung der bislang geschlossenen Werkzeugwirkflächen erforderlich, wie sie aus Mehrpunkt-Umformverfahren bekannt ist, und andererseits eine gezielte, aktive (in-prozess) Verstellung dieser Segmente. Für die Entwicklung sogenannter Transformer-Werkzeuge sind insbesondere mechanistische Fragestellungen hinsichtlich der Auslegung der Segmentverstellungen zu erforschen. In diesem Beitrag wird eine simulationsgestützte Parameterstudie zur in-prozess Verstellung von segmentierten Biegewerkzeugen am Prozessbeispiel des Abrollbiegens und des Freibiegens vorgestellt. Für ausgewählte Biegeaufgaben wird der Einfluss von Segmentkinematiken unter Variation des Biege- und Wanddickenfaktors auf die resultierenden Bauteileigenschaften phänomenologisch untersucht. Der Schwerpunkt liegt insbesondere auf dem Vergleich der resultierenden Bauteileigenschaften, die mit statisch segmentierten Biegewerkzeugen erzielt werden, gegenüber jenen, die mit in-prozess verstellten segmentierten Biegewerkzeugen hergestellt werden.

Einleitung und Stand der Forschung

Megatrends wie Individualisierung und Nachhaltigkeit treiben die Nachfrage nach Kleinserienfertigung und Variantenvielfalt voran und transformieren die Fertigungstechnik grundlegend [1]. Seitens der Blech- und Profilumformprozesse erfordert dies agile, skalierbare und flexible Umformverfahren sowie innovative Werkzeugkonzepte.

Kinematische Biegeverfahren, wie z. B. das Drei-Rollen-Schubbiegen [2, 3], besitzen eine inhärente Flexibilität, da mit einem einzigen Werkzeugsatz unterschiedliche Bauteilgeometrien unabhängig von der Werkzeugkontur hergestellt werden können. Werkzeuggebundene Verfahren, wie z. B. das Rotationszugbiegen (RZB) oder das Abrollbiegen (ARB), sind dahingehend limitiert und folglich hinsichtlich der Flexibilität nachteilig [4-6]. Die Werkzeugkontur gibt die Bauteilgeometrie vor, sodass eine Änderung der Bauteilgeometrie ein anderes Werkzeug oder -anpassungen erfordert. Vorteile dieser industriell weit verbreiteten Biegeverfahren sind jedoch eine hohe Prozessstabilität und die Möglichkeit, sehr kleine Biegeverhältnisse zu realisieren.

Zur Flexibilisierung werkzeuggebundener Biegeverfahren bei gleichzeitiger Nutzung ihrer prozessbedingten Vorteile sind verstellbare Werkzeuge erforderlich. Kuhnhen et al. [7] kategorisieren am Beispiel des Gesenkbiegens drei Level der Werkzeugflexibilität, die sich durch die Größenordnung der Oberflächenverstellung sowie deren Auswirkungen auf den Umformprozess unterscheiden. Große Oberflächenverstellungen sind im Flexibilitätslevel 3 zuzuordnen und können zur Adaption der gesamten Werkzeugwirkflächenkontur genutzt werden. Dadurch können unterschiedliche Bauteilgeometrien mit einem Werkzeugsatz hergestellt werden. Ein solcher Ansatz wird ebenfalls von Reuter et al. [8] am Prozessbeispiel des Abrollbiegens demonstriert. Voraussetzung für derartige große Konturänderungen ist zum einen die Segmentierung der bislang geschlossenen Werkzeugoberflächen und zum anderen die Implementierung entsprechender Verstellmechanismen dieser Segmente.

Reuter [9] entwickelt eine methodische Vorgehensweise zur Gestaltung segmentierter Biegewerkzeuge am Prozessbeispiel des Abrollbiegens. In systematisch aufeinander aufbauenden Komplexitätsstufen, die sich durch die Anzahl der Werkzeugfreiheitsgrade sowie die Längskrümmung der betrachteten Teillastfälle differenzieren, werden die Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugoberflächentopologie und den daraus resultierenden Umformphänomenen und -mechanismen in Abhängigkeit der geometrischen und mechanischen Eigenschaften des Profilhalbzeugs experimentell sowie simulationsgestützt untersucht. Es wird eine Gestaltungsmethode zur Festlegung der Spaltmaße, Segmentgeometrien und Prozessparameter entwickelt, die eine fundierte Wissensbasis und Arbeitskennfelder bereitstellt. Auf dieser Grundlage entstehen segmentierte Biegewerkzeuge, die eine deutlich erhöhte Flexibilisierung hinsichtlich der mit einem einzigen Werkzeugsatz herstellbaren Bauteilgeometrien ermöglichen. Zudem birgt die Segmentierung das Potenzial zur Implementierung vieler zusätzlicher Werkzeugfreiheitsgrade, sodass jedes Segment potenziell als Aktuator aufgefasst werden kann, der die Umformung während des Prozesses beeinflusst.

Darüber hinaus entwickeln Heftrich et al. [5, 10] eine Methode zur Reduzierung und Vereinfachung von Biegewerkzeugen für das Rotationszugbiegen. Dabei wird die prozesszeitabhängige Flächenpressung zwischen Werk- und Halbzeug mit konventionell geschlossenen Werkzeugoberflächen numerisch analysiert. Es werden Bereiche der Werkzeugoberfläche identifiziert, die keinen wesentlichen Beitrag zur Umformung leisten. Auf dieser Basis entstehen Werkzeuge mit reduzierten Wirkflächen. Der dadurch gewonnene Bauraum ermöglicht die Integration zusätzlicher Verstellachsen sowie die Anpassung der Biegewerkzeuge, wodurch die Umformung von Profilen mit unterschiedlichen Rohrdurchmessern realisiert werden kann.

Weitere vielversprechende Ansätze zur Flexibilisierung werkzeuggebundener Umformverfahren finden sich im Bereich der Mehrpunktumformung (engl.: multi point forming (MPF) oder digitized die forming (DDF)) in der Blech- und Profilumformung, die durch diskrete, rekonfigurierbare Werkzeugsysteme gekennzeichnet ist [11-18]. Durch die Approximation der Werkzeugoberfläche mittels diskreter Werkzeugelemente und deren Verstellung lassen sich unterschiedliche Bauteilgeometrien mit einem Werkzeug realisieren.
Die Diskretisierung der Werkzeugwirkfläche führt jedoch zwangsläufig zu lokalen, inhomogenen Werkzeugkontakten mit dem Halbzeug, die Bauteilfehler und Geometrieabweichungen verursachen. Deren Ausprägung hängt von den jeweiligen Werkzeug- und Prozessparametern ab [12-15, 19-22]. Gleichzeitig wird von den Autoren die Möglichkeit hervorgehoben, den Umformpfad durch in-prozess Verstellungen der Werkzeugsegmente gezielt zu variieren, wodurch Bauteilfehler reduziert und das Anwendungsspektrum segmentierter Werkzeuge erweitert werden können [15].

Ziel und Vorgehensweise

Die Flexibilisierung werkzeuggebundener hin zu teilweise kinematischen Biegeverfahren erfordert segmentierte, verstellbare Werkzeuge, deren Wirkflächen anpassbar sind. Die Verstellung kann entweder vor dem Umformprozess zwischen einzelnen Biegeoperationen erfolgen (statisch) oder während der Umformung stattfinden (in-prozess). Im letzteren Fall bewegen sich die Segmente während des Biegeprozesses von einer Anfangs- zu einer Endposition, wodurch der Umformpfad variiert und Prozess- sowie Bauteileigenschaften gezielt beeinflusst werden können.

Eine Gestaltungsmethode zur Auslegung der in-prozess Verstellung segmentierter Werkzeugwirkflächen in Abhängigkeit von Segmentkinematiken, Werkzeugoberflächentopologie, Halbzeugeigenschaften und Randbedingungen ist bislang nicht bekannt, insbesondere für das Profilbiegen enger Radien. Ziel des zugrunde liegenden Forschungsprojekts ist daher die Entwicklung einer entsprechenden Auslegungsmethode sowie geeigneter Mechanismen zur in-situ Verstellung. Dabei stehen insbesondere die Wirkzusammenhänge zwischen Segmentkinematiken, Umformmechanismen und resultierenden Bauteileigenschaften im Fokus.

Als Teilschritt wird in diesem Beitrag, aufbauend auf [9], eine simulationsgestützte Parameterstudie zur in-prozess Verstellung segmentierter Biegewerkzeugen vorgestellt. Untersucht werden zwei Ansätze. Die Rotation der segmentierten Biegeform beim Abrollbiegen (ARB) sowie die koordinierte translatorische Bewegung eines segmentierten Biegestempels beim Freibiegen (FB). Die Auswertung fokussiert die durch die in-prozess Segmentverstellung induzierten Effekte auf die Bauteileigenschaften im Vergleich zu statisch segmentierten und geschlossenen Werkzeugoberflächen (Referenzbiegungen). Abschließend werden die Ergebnisse im Kontext des Forschungsprojekts diskutiert.

Aufbau von FE-Simulationsmodellen

Finite Element (FE) Simulationen werden mit dem expliziten Gleichungslöser *LS-Dyna* (Version *mpp d R 12.0.0*, *Livermore Software Technology, LCC*) durchgeführt. Der Aufbau der Simulationsmodelle für das ARB (a) und FB (b) ist in Abbildung 1 dargestellt. Die Modellparameter des ARB, wie z. B. die Elementformulierungen, -kantenlängen, Kontakteinstellungen und Reibbeiwerte, wurden auf Basis experimenteller Biegeversuche mit segmentierten Biegeformen in [9] kalibriert und für die vorliegenden Untersuchungen übernommen.

Zur Diskretisierung des Rohrhalbzeugs werden vollintegrierte Hexaeder-Volumenelemente mit selektiv reduzierter Integration (ELFORM = -2 in *SECTION_SOLID) verwendet. Die nominelle Elementkantenlänge beträgt 0.5 mm in Umfangs- und 1.5 mm in Axialrichtung bei fünf Elementen über die Wanddicke. Zur Auswertung der Randfaserdehnungen werden auf der Rohroberfläche zusätzliche Schalenelemente (Shell Layer) mit einer Dicke von 0,001 mm und identischen Materialeigenschaften wie das Rohr aufgebracht. Die Werkzeugwirkflächen werden als starre Körper (*MAT_020) modelliert und mit vollintegrierten Schalenelementen (ELFORM = 16 in *SECTION_SHELL) mit einer mittleren Elementkantenlänge von 1,0 mm diskretisiert.

Zur Beschreibung des elastisch-plastischen Materialverhaltens des Halbzeugwerkstoffs E235 +N werden der E-Modul E, die Dichte ρ sowie ein von Mises Materialmodell mit isotroper Verfestigung (*MAT_024) verwendet. Die Fließkurve wurde in Rohrzugversuchen gemäß DIN EN ISO 6892-1 an nahtlosgezogenen Rundrohren mit einem Außendurchmesser von 30 mm bestimmt [8, 9]. Zur Approximation der Fließkurve wird der Approximationsansatz nach El-Magd [23] verwendet (vgl. Gl. (1)),

$$k_f(\varphi) = C_1 + C_2 \cdot \varphi + C_3 \cdot (1 - e^{-\varphi/C_4})^n, \quad (1)$$

wobei k_f die Fließspannung und φ den Umformgrad beschreiben. Die Parameter C_1 bis C_4 sowie n werden durch Kurvenfitting mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt.

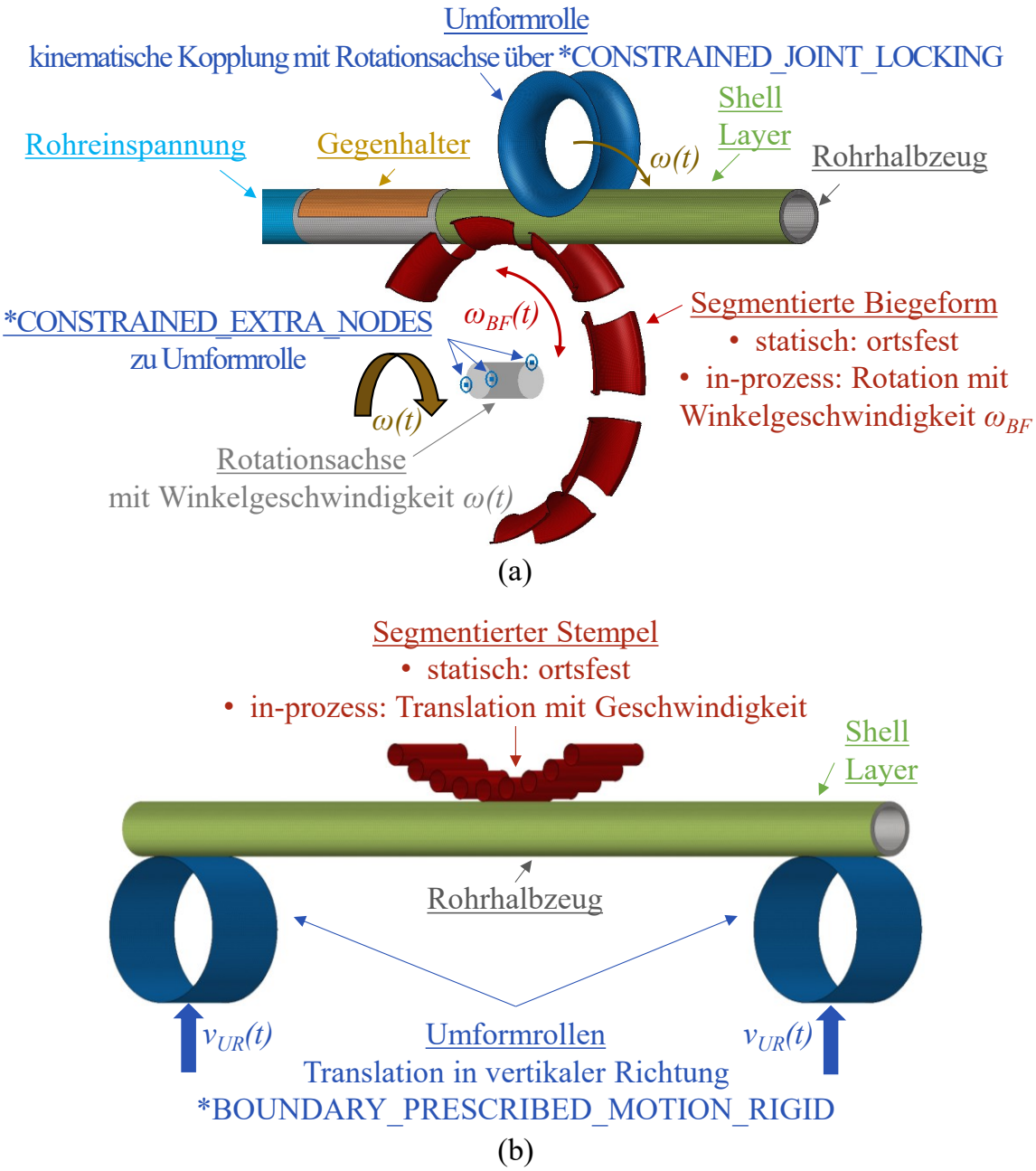


Abbildung 1: Aufbau von FE-Simulationsmodellen für das Abrollbiegen (a) und Freibiegen (b).

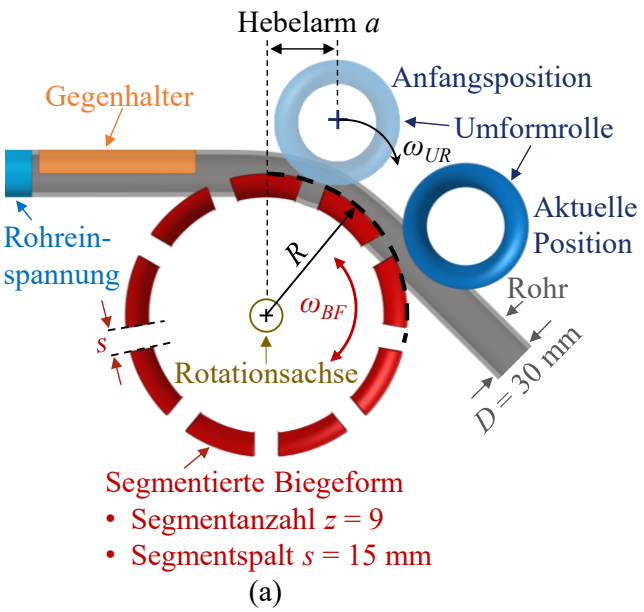
Beim ARB wird die Rotation der Umformrolle um den Biegemittelpunkt über eine als Schalenzylinder modellierte Rotationsachse realisiert, deren Achse durch den Biegemittelpunkt verläuft und orthogonal zur Biegeebene steht. Die Ansteuerung erfolgt über ein zeitabhängiges Winkelgeschwindigkeitsprofil $\omega(t)$ mittels *BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION. Die Übertragung auf die Umformrolle erfolgt kinematisch über *CONSTRAINED_EXTRA_NODES und *CONSTRAINED_JOINT_LOCKING. Die in-prozess Bewegung der segmentierten Biegeform wird durch die zeitabhängige Winkelgeschwindigkeit $\omega_{BF}(t)$ beschrieben. Beim FB wird die vertikale Bewegung der Umformrollen über ein zeitabhängiges

Geschwindigkeitsprofil $v_{UR}(t)$ mittels *BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION realisiert, wobei ein maximaler Weg von 105 mm verfahren wird. Die translatorische in-prozess Bewegung des segmentierten Biegestempels erfolgt in vertikaler Richtung und wird kinematikabhängig zu den Umformrollen durch ein zeitabhängiges Geschwindigkeitsprofil vorgegeben. Die Penalty-Kontaktmodellierung zwischen den Werkzeugen und dem Halbzeug erfolgt über *CONTACT_FORMING_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE, wobei die Schalendicken der Werkzeugvernetzung vernachlässigt werden. Es wird das Coulmb'sche Reibmodell verwendet. Beim ARB beträgt der Reibkoeffizient zwischen dem Rohr und der Biegeform sowie zwischen dem Rohr und dem Gegenhalter 0,1. Zur Berücksichtigung des im Modell nicht abgebildeten rollenden Lagerzustands der Umformrolle wird der Reibkoeffizient zwischen Umformrolle und Rohr auf 0 gesetzt. Beim FB wird für alle Werkezug-Halbzeug-Kontakte ein Reibkoeffizient von 0,1 angenommen.

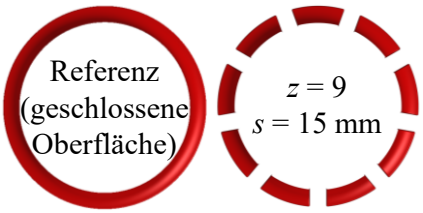
Parameterstudie zur in-prozess Verstellung von Werkzeugsegmenten

Die simulationsgestützten Untersuchungen zur in-prozess Verstellung von Werkzeugsegmenten werden in diesem Beitrag am Prozessbeispiel des ARB und des FB durchgeführt (vgl. Abbildung 2 und Abbildung 3).

Rotatorische Segmentbewegung beim Abrollbiegen. Die segmentierte Biegeform rotiert mit der Winkelgeschwindigkeit ω_{BF} relativ zur Winkelgeschwindigkeit der Umformrolle ω_{UR}, wobei ω_{BF} ganzzahlige positive und negative Vielfache von ω_{UR} annimmt, sodass die stützenden Segmentwirkflächen in Abhängigkeit der rotierenden Umformrolle umlaufen (vgl. Abbildung 2). Die Biegeaufgabe ist durch den Biegefaktor $B = R/D = 3 \mid 4$, den Segmentspalt s, die Segmentteilung z und den Wanddickenfaktor $W = D/t = 10 \mid 15$ charakterisiert. In allen Varianten ist die Biegeform in $z = 9$ gleich große Kreissektoren mit Spalten der Breite $s = 15$ mm segmentiert. Der Rohraußendurchmesser beträgt konstant $D = 30$ mm. Der Halbzeugwerkstoff ist E235 + N. Der Innenradius der Segmente entspricht dem nominellen Innenradius der Biegeaufgabe. Der Rotationswinkel der Umformrolle beträgt $\alpha_{UR} = 30°$. Als Referenz dient eine Simulation mit geschlossener Werkzeugoberfläche.



(a)



Variante	ω_{BF} / ω_{UR}
0	0
1	0,5
2	- 0,5
3	1
4	- 1
5	1,5
6	- 1,5
7	2
8	- 2

(b)

Abbildung 2: Simulationsvarianten zur rotatorischen in-prozess Verstellung der segmentierten Biegeform beim Abrollbiegen. (a) Prozessdarstellung, (b) Variation der Winkelgeschwindigkeit $\boldsymbol{\omega_{BF}}$.

Koordinierte translatorische Segmentbewegung beim Freibiegen. Die Segmente s_i liegen initial am geraden Rohrhalbzeug an und werden während der Umformung koordiniert bis zur Endposition des statisch segmentierten Biegestempels verfahren. Die translatorische Bewegung erfolgt vertikal mit einer Geschwindigkeit $v_{s,i}(t)$ in Abhängigkeit der Geschwindigkeit der Umformrollen $v_{UR}(t)$, sodass ein kontinuierlicher Kontakt aller Segmente ohne zeitlich versetzte Kontaktfolge gewährleistet ist (vgl. Abbildung 3). Dadurch ändert sich der Biegeradius kontinuierlich. Die resultierende Werkzeugkontur entspricht am Prozessende der statischen Werkzeugkontur. Die Biegeaufgabe ist charakterisiert durch den Biegefaktor $B = R/D = 5 \mid 7{,}5$, die Segmentteilung $z = 9$, den Wanddickenfaktor $W = \mathrm{D/t} = 15$ und den Halbzeugwerkstoff E235 + N. Der nominelle Segmentradius beträgt $r_S = 6$ mm bei konstantem Rohraußendurchmesser $D = 30$ mm. Als Referenz wird eine Simulation mit einer geschlossenen Werkzeugoberfläche verwendet.

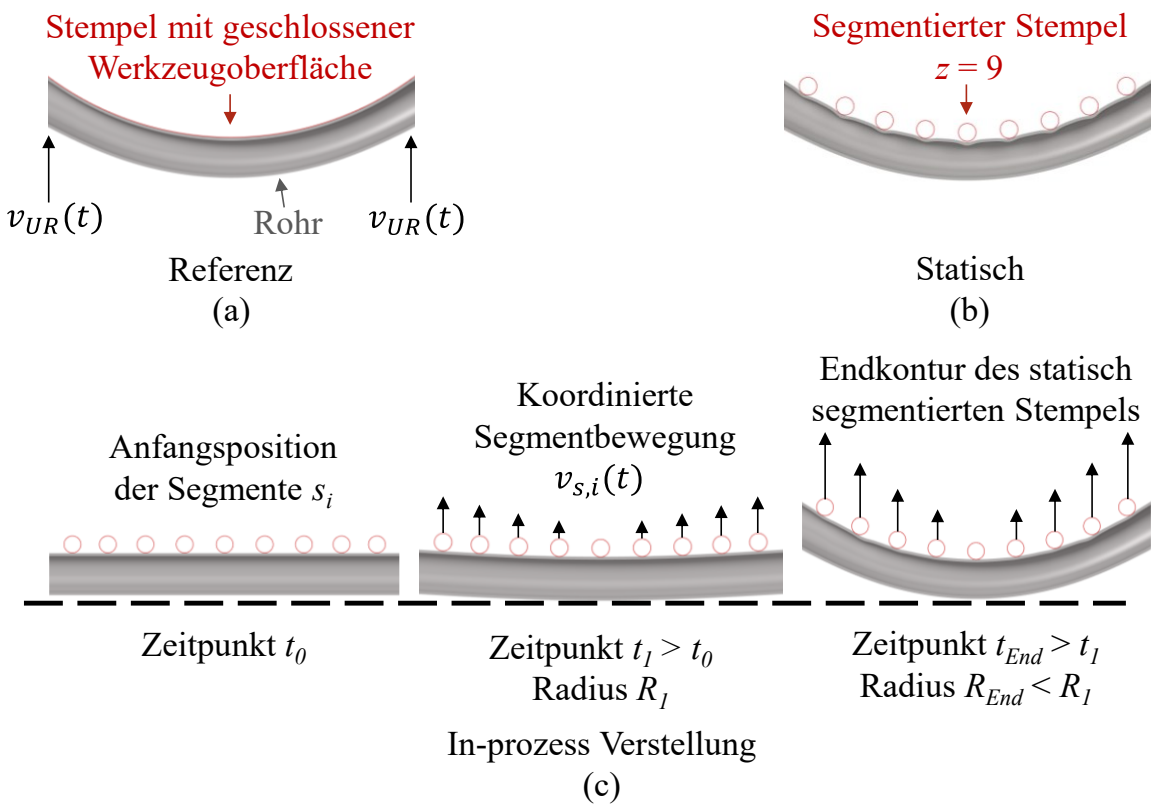


Abbildung 3: Übersicht der Simulationsstudie zur translatorischen in-prozess Verstellung des Biegestempels beim Freibiegen. (a) geschlossener, (b) statisch segmentierter und (c) segmentierter sowie in-prozess verstellbarer Biegestempel.

Auswertemethodik. Sowohl beim ARB als auch beim FB werden die Auswirkungen der in-prozess Verstellung bei variierenden Biege- und Wanddickenfaktoren auf die Bauteileigenschaften phänomenologisch untersucht. Untersucht werden die Längsdehnung entlang des Außen- und Innenbogens sowie geometrische Bauteilmerkmale anhand von Krümmungsverläufen der Schwerpunktlinie und Flächenabweichungen im Vergleich zu Bauteilen, die mit statisch segmentierten sowie geschlossenen Werkzeugen (Referenz) hergestellt werden. Die Analyse der geometrischen Bauteilmerkmale erfolgt im belasteten Zustand am Biegeende bei zugestellter Umformrolle, um die durch Segmentierung und in-prozess Verstellung induzierten Effekte isoliert zu betrachten, ohne eine Überlagerung durch variierende elastische Rückfederungen.

Ergebnisse

Im Folgenden werden anhand ausgewählter Biegeaufgaben die durch die in-prozess Verstellung von Werkzeugsegmenten hervorgerufenen Phänomene beim ARB und FB dargestellt.

Rotatorische Segmentverstellung beim Abrollbiegen. Die in Abbildung 4 dargestellten Verläufe zeigen die Längsdehnung φ_L entlang der Randfasern am Innen- und Außenbogen (a) sowie die Krümmung κ der Profilschwerpunktlinie (b) über die normierte Bogenlänge für die Referenz (REF) und verschiedene Winkelgeschwindigkeiten ω_{BF} der rotierenden segmentierten Biegeform. V0 bezeichnet die statisch segmentierte Werkzeugoberfläche, während V3, V4, V7 und V8 die in-prozess Verstellung repräsentieren. Zusätzlich werden Formabweichungen entlang des Innen- und Außenbogens mittels Flächenvergleich (c) gegenüber einem Referenzbauteil mit geschlossener Werkzeugoberfläche bei identischen Prozessbedingungen ausgewertet.

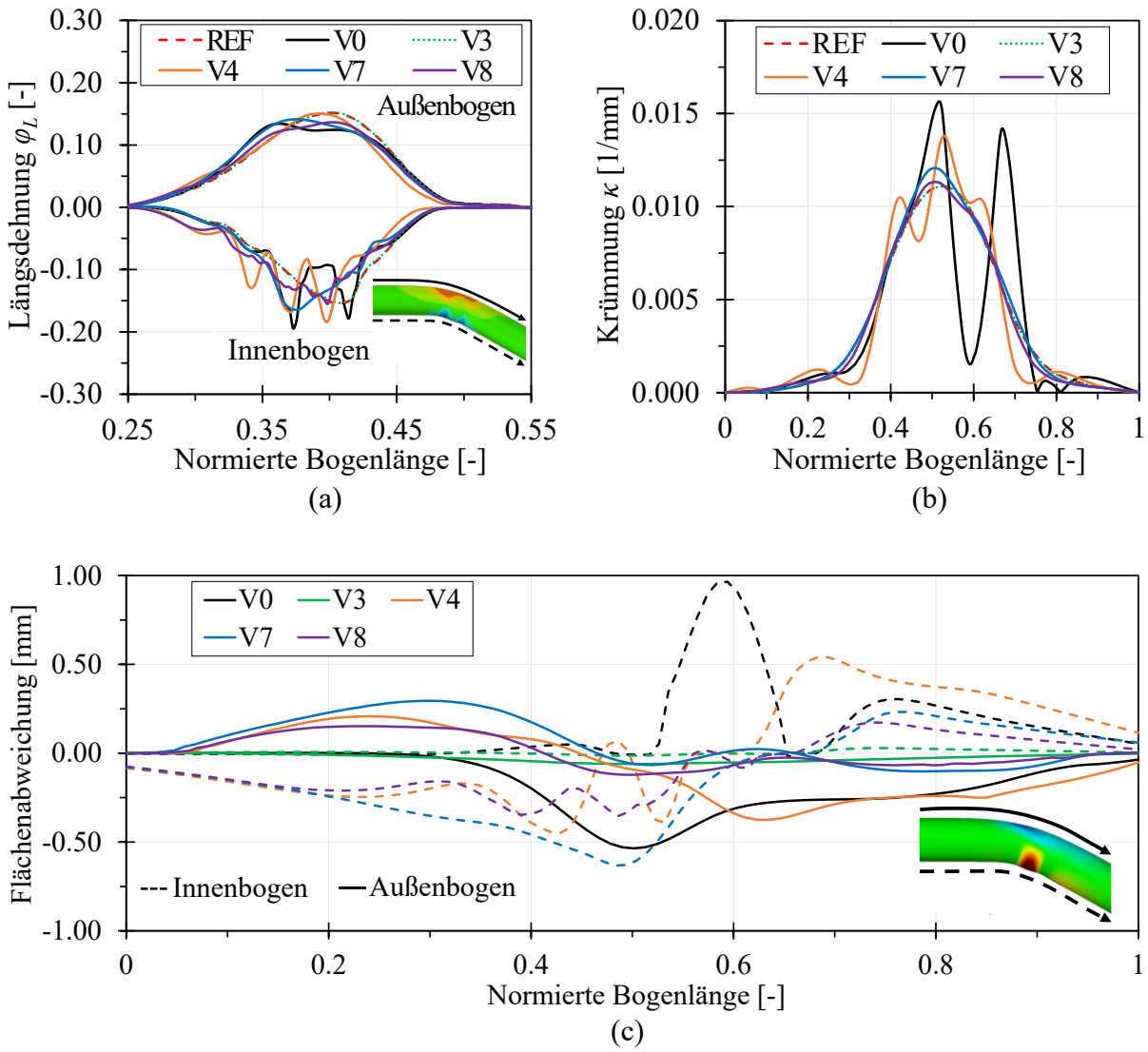


Abbildung 4: Einfluss der Winkelgeschwindigkeit $\boldsymbol{\omega_{BF}}$ beim Abrollbiegen auf die Längsdehnung (a), den Krümmungsverlauf der Profilschwerpunktlinie (b) und die Flächenabweichung (FA) (c) entlang des Innen- und Außenbogens für $W = 10$ und $B = 3$.

Die Referenz zeigt einen gleichmäßigen Verlauf der Längsdehnung mit maximaler Zug- bzw. Druckdehnung im Außen- bzw. Innenbogen im Bereich der normierten Bogenlänge von 0,35 bis 0,45 (vgl. Abbildung 4 (a)). Die statisch segmentierte Variante V0 weist im Innenbogen ausgeprägte lokale Minima sowie erhöhte Schwankungen gegenüber der Referenz auf. Ein vergleichbares Verhalten zeigt V4 mit ähnlich hohen Amplituden der Extremwerte. Demgegenüber führen die Varianten V3, V7 und V8 zu homogenisierten Verläufen mit reduzierter Ausprägung lokaler Extremstellen.

Ein ähnliches Verhalten ergibt sich für die Krümmungsverläufe (vgl. Abbildung 4 (b)). Die Referenz zeigt ein einzelnes Maximum bei einer normierten Bogenlänge von ca. 0,5, während V0 mehrere lokale Maxima und Minima mit stark variierenden Amplituden aufweist. Auch V4 zeigt zusätzliche Extremstellen. Die Varianten V3, V7 und V8 führen hingegen zu einem kontinuierlicheren Verlauf mit einem Krümmungsmaximum nahe dem Referenzwert.

Für die Flächenabweichung zeigt V0 im Bereich der normierten Bogenlänge von 0,55 bis 0,65 deutliche Abweichungen zur Referenz mit ausgeprägten positiven und negativen Ausschlägen (vgl. Abbildung 4 (c)). Die Varianten mit in-prozess Verstellung weisen insgesamt reduzierte Abweichungen auf. V4, V7 und V8 zeigen lokale Abweichungen mit geringeren Amplituden als V0, während insbesondere V3, bei synchroner Rotation von

Biegeform und Umformrolle, über die gesamte Bogenlänge nahezu konstante Abweichungen von weniger als 0,1 mm aufweist.

Abbildung 5 zeigt den Einfluss der rotatorischen in-prozess Verstellung der segmentierten Biegeform auf die maximale und minimale Flächenabweichung im Außen- und Innenbogen für B = 3 und B = 4 bei $W = 15$ in Abhängigkeit der normierten Winkelgeschwindigkeit ω_{BF}/ω_{UR}. Zur Vergleichbarkeit wird je Flächenvergleich der jeweilige Extremwert extrahiert. Die Flächenabweichung beschreibt die Abweichung zum Referenzbogen mit geschlossener Werkzeugoberfläche. Die rot gestrichelte Linie kennzeichnet das Referenzniveau. Der orange markierte Punkt dient der Bewertung, ob die jeweilige in-prozess Variante die Flächenabweichung gegenüber der statisch segmentierten Biegeform reduziert oder erhöht.

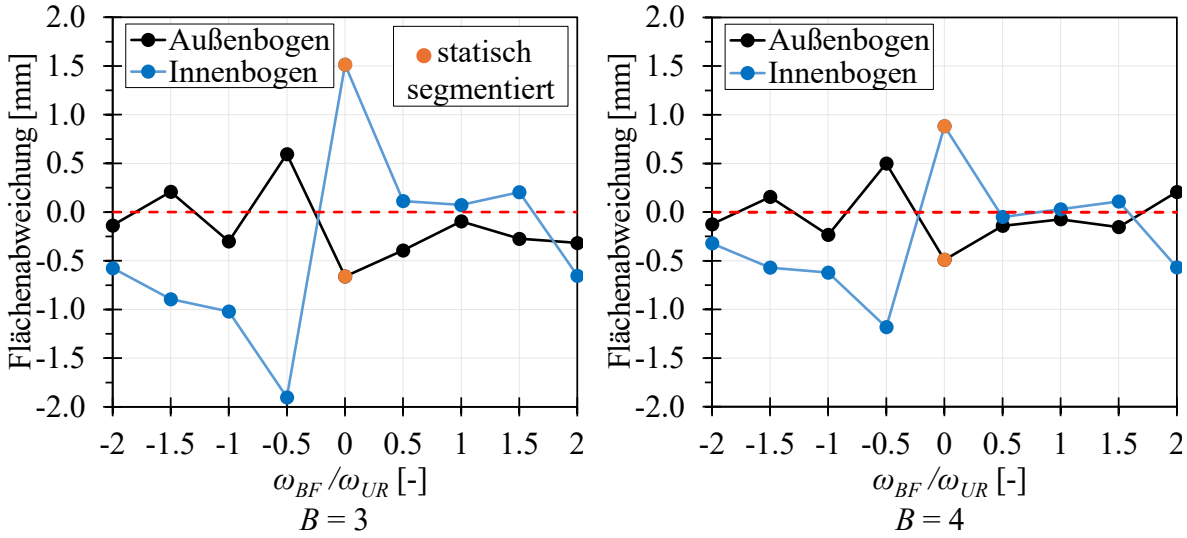


Abbildung 5: Vergleich der Extremwerte der Flächenabweichung am Außen- und Innenbogen in Abhängigkeit von der normierten Winkelgeschwindigkeit $\boldsymbol{\omega_{BF}/\omega_{UR}}$ für $W = 15$ und $B = 3 \mid 4$.

Die resultierende Flächenabweichung hängt stark von der Wahl der Winkelgeschwindigkeit der segmentierten Biegeform ab. Mit Ausnahme von $\omega_{BF}/\omega_{UR} = -0{,}5$ weisen alle in-prozess Varianten bei beiden Biegefaktoren geringere Flächenabweichungsbeträge als die statische Segmentierung auf. Minimale Abweichungen treten im Gleichlauf bei $\omega_{BF}/\omega_{UR} = 1$ auf. Der Einfluss ist bei $B = 3$ stärker ausgeprägt als bei $B = 4$.

Koordinierte translatorische Segmentverstellung beim Freibiegen. Abbildung 6 vergleicht die Längsdehnung φ_L am Innen- und Außenbogen (a), die Krümmung κ der Profilschwerpunktlinie (b) sowie die Flächenabweichung (c) über der normierten Bogenlänge für die Referenz, den statisch segmentierten und in-prozess verstellten Biegestempel bei $B = 5$ und $B = 7{,}5$ sowie $W = 15$.

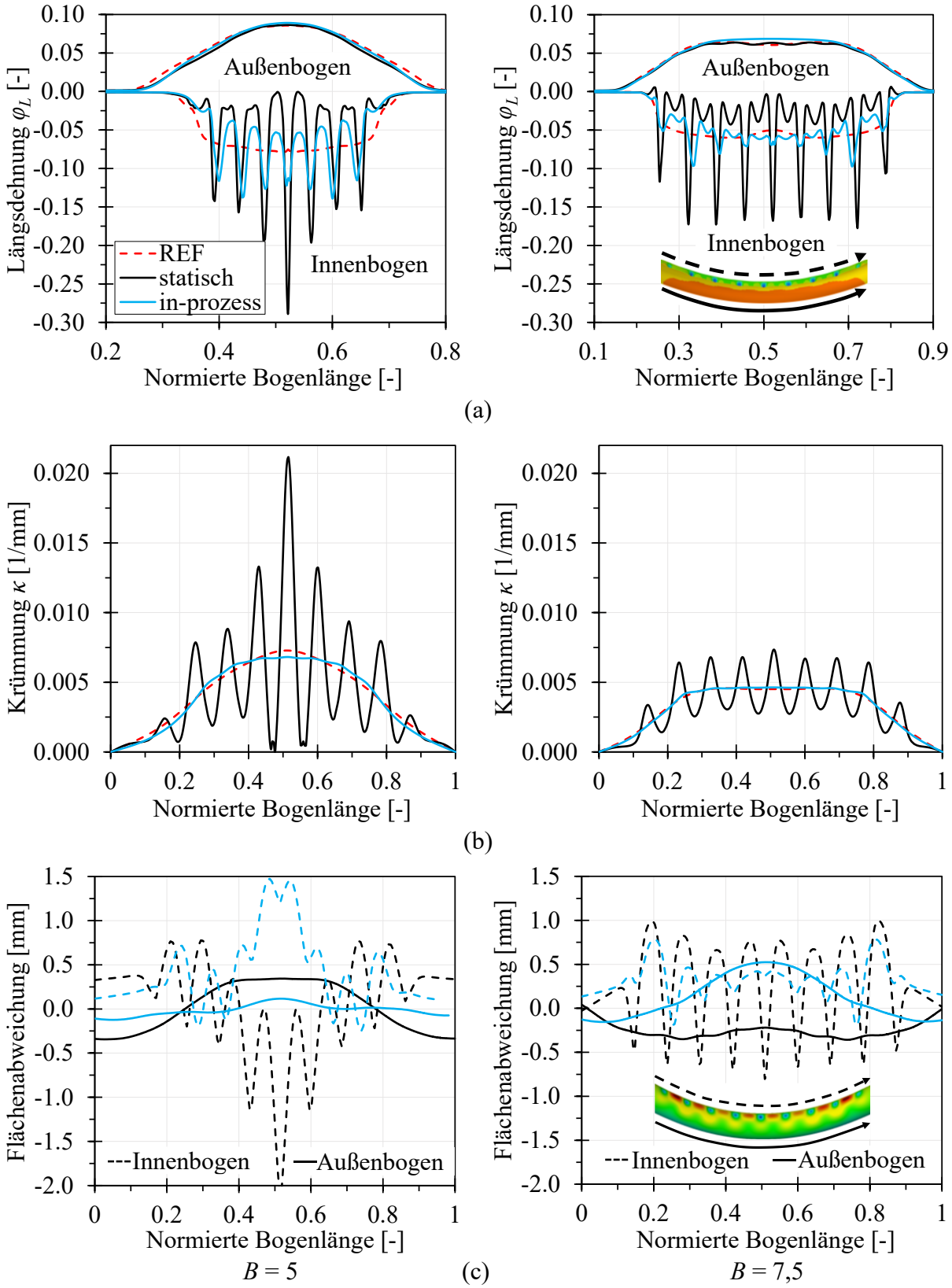


Abbildung 6: Auswirkungen der in-prozess Verstellung des Biegestempels beim Freibiegen auf die Längsdehnung (a), den Krümmungsverlauf der Profilschwerpunktlinie (b) und die Flächenabweichung (FA) (c) entlang des Innen- und Außenbogens für W = 15 und B = 5 | 7,5.

Die Referenz weist bei beiden Biegefaktoren einen glatten Verlauf mit moderaten Zug- und Druckdehnungen im Außen- bzw. Innenbogen auf (vgl. Abbildung 6 (a)). Die statische

Variante zeigt entsprechend der Segmentanordnung im Innenbogen ausgeprägte, periodisch auftretende lokale Minima mit hohen Amplituden sowie eine stark oszillierende Kurvenform um die Referenzkurve. Die in-prozess Variante folgt im Außenbogen weitgehend der Referenz und zeigt im Innenbogen deutlich reduzierte Schwankungen. Die Amplituden der Minima liegen näher an den Referenzwerten. Dieses Verhalten ist für beide Biegefaktoren konsistent, wobei bei $B = 5$ höhere Amplituden auftreten als bei $B = 7{,}5$.

Ähnliches Verhalten ist für die Krümmung κ zu beobachten (vgl. Abbildung 6 (b)). Die Referenz zeigt einen glatten Verlauf mit einem Maximum im mittleren Bereich der normierten Bogenlänge. Die statische Variante weist in beiden Fällen mehrere ausgeprägte, periodisch auftretende lokale Maxima und Minima entsprechend der Segmentanordnung auf. Die in-prozess Variante zeigt hingegen einen überwiegend glatten Verlauf mit einem dominanten Maximum, dessen Lage und Höhe nahe an der Referenz liegen. Die lokalen Schwankungen sind deutlich reduziert, insbesondere bei $B = 5$.

Die Flächenabweichung für den Innen- und Außenbogen zeigt entsprechende Auswirkungen auf die Bauteilgeometrie (Abbildung 6 (c)). Im Innenbogen führt die statische Variante zu periodischen, amplitudenstarken Abweichungen infolge lokaler Dehnungskonzentrationen und Querschnittsdeformationen. Die in-prozess Variante weist ebenfalls Schwankungen auf, jedoch mit deutlich geringeren Amplituden und einer Annäherung an die Referenz. Im Außenbogen resultiert bei der statischen Variante überwiegend eine negative Abweichung, während die in-prozess Variante einen glatteren Verlauf mit reduzierter Abweichung und einer Annäherung an die Referenz aufweist. Dieses Verhalten ist für beide Biegefaktoren konsistent, wobei die Abweichungen bei $B = 5$ insgesamt stärker ausgeprägt sind.

Diskussion der Ergebnisse

Die übergeordnete Motivation des Forschungsprojektes ist die Flexibilisierung werkzeuggebundener Biegeverfahren hin zu teilweise kinematischen Biegeverfahren durch aktive, in-prozess Konturänderungen der formgebenden Werkzeugwirkflächen. Hierfür sind sowohl eine geeignete Segmentierung der Werkzeugoberflächen als auch deren gezielte Verstellung erforderlich. Eine Gestaltungsmethode zur Segmentierung von Biegewerkzeugen wurde in [9] entwickelt. Segmentierte Biegewerkzeuge führen aufgrund des lokalen, inhomogenen Werkzeugkontakts mit dem Halbzeug zu charakteristischen Bauteilmerkmalen und beeinflussen die geometrischen Eigenschaften der Biegebauteile [9]. Die Auflösung der geschlossenen Werkzeugkontur ermöglicht zusätzliche Werkzeugfreiheitsgrade, wobei jedes Segment als Aktuator aufgefasst werden kann, der die Umformung in-prozess steuert.

Die Ergebnisse dieses Beitrags zeigen, dass eine in-prozess Verstellung segmentierter Werkzeugwirkflächen gegenüber einer statischen Segmentierung grundsätzlich vorteilhaft sein kann. Bei geeigneter Wahl der Kinematikparameter kann die zeitliche Abfolge von Segmentkontakten gezielt unterbunden werden, wodurch sich Bauteileigenschaften verbessern und Geometrieabweichungen gegenüber Referenzbögen reduzieren lassen.

Beim ARB führt die Rotation der segmentierten Biegeform dazu, dass die stützenden Wirkflächen des Segments mit der Umformrolle umlaufen. Alle untersuchten Varianten der Winkelgeschwindigkeit ω_{BF} beeinflussen die Längsdehnung, die Krümmung und die resultierende Geometrie, wobei sich je nach Kinematik unterschiedliche Abweichungen zur Referenz ergeben. Beim Gleichlauf von Biegeform und Umformrolle in Betrag und Richtung treten vernachlässigbare Abweichungen auf, da das auf der Biegeform abwickelnde Halbzeug keinen Spalt überrollt. Die in-prozess Verstellung des segmentierten Biegestempels beim FB führt gegenüber der statischen Ausführung zu verbesserten Bauteileigenschaften. Ursache ist der entfallende zeitversetzte Segmentkontakt, wodurch alle Segmente kontinuierlich am Halbzeug anliegen und die Kontaktkräfte gleichmäßiger verteilt werden. Die Umformzone erstreckt sich zu jedem Zeitpunkt über die gesamte Bogenlänge, während sie bei der statischen Variante orts- und zeitabhängig ist. Insgesamt reduziert die in-prozess Verstellung lokale

Beanspruchungsspitzen und Geometrieabweichungen, wobei die Wirksamkeit stark von den gewählten Segmentkinematiken und der Biegeaufgabe abhängt.

Unter Berücksichtigung eben dieser in-prozess Segmentverstellung ist eine weitere Reduzierung des Werkzeugs vorstellbar, wodurch die Flexibilität zusätzlich erhöht werden kann. Ebenso erscheint es möglich, über den Biegewinkel veränderliche Radien abzubilden, die sich in-prozess einstellen lassen. Die gezielte Variation des Umformpfads durch in-prozess Segmentverstellungen eröffnet damit ein erweitertes Anwendungsspektrum segmentierter Werkzeuge.

Für die Entwicklung einer Auslegungsmethode zur in-prozess Verstellung segmentierter Werkzeugwirkflächen müssen in zukünftigen Arbeiten die Wirkzusammenhänge zwischen den Segmentkinematiken, den infolgedessen stattfindenden Umformmechanismen und den sich ergebenden Bauteileigenschaften unter Berücksichtigung der Halbzeugeigenschaften und der Randbedingungen grundlegend untersucht werden.

Zusammenfassung

In diesem Beitrag wird eine simulationsgestützte Parameterstudie zur in-prozess Verstellung segmentierter Biegewerkzeuge am Prozessbeispiel des Abrollbiegens (ARB) und des Freibiegens (FB) vorgestellt. Untersucht werden zwei Strategien zur Eliminierung der bei statischer Segmentierung auftretenden zeitlich versetzten Segmentkontakte. Beim ARB erfolgt dies durch eine rotatorische Segmentverstellung mittels Variation der Winkelgeschwindigkeit der segmentierten Biegeform relativ zur Umformrolle. Beim FB wird eine translatorische in-prozess Verstellung des segmentierten Biegestempels implementiert, sodass am Prozessende die identische Werkzeugkontur wie bei der statischen Variante vorliegt. Die Parameterstudie umfasst beim FB die Variation des Biegefaktors, beim ARB zusätzlich des Wanddickenfaktors sowie der Winkelgeschwindigkeit der Biegeform. Die Auswirkungen auf die Längsdehnung, Krümmung und Geometrie werden untersucht und mit statisch segmentierten sowie geschlossenen Werkzeugoberfläche (Referenzbiegung) über Flächenabweichungen verglichen.

Beim ARB beeinflussen alle Varianten der Winkelgeschwindigkeit ω_{BF} die Längsdehnung, Krümmung und Bauteilgeometrie, wobei bei Gleichlauf (in Betrag und Richtung) mit der Umformrolle vernachlässigbare Abweichungen auftreten. Beim FB führen in-prozess Verstellungen gegenüber der statischen Variante zu verbesserten Bauteileigenschaften, da alle Segmente kontinuierlich im Kontakt stehen und sich die Umformzone über die gesamte Bogenlänge erstreckt. Insgesamt zeigen die Ergebnisse eine Reduktion lokaler Beanspruchungsspitzen und geometrischer Abweichungen, abhängig von Segmentkinematik und Biegeaufgabe.

Die Ergebnisse dieses Beitrags legen dar, dass in-prozess Segmentverstellungen das Anwendungsspektrum segmentierter Werkzeuge erweitern und gezielt zur Verbesserung der Bauteilqualität eingesetzt werden können. Die Untersuchungen liefern den Ausgangspunkt für die Entwicklung von Gestaltungsmethoden für die in-prozess Verstellung von Werkzeugsegmenten, von Mechanismen zur gezielten Veränderung dieser Segmente sowie für die Entwicklung sogenannter Transformer-Werkzeuge.

Danksagung

Der vorliegende Beitrag stellt einen Auszug aus den Arbeiten eines Forschungsprojekts dar, das von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) unter der Projektnummer 509709804 gefördert wird.

Literaturverzeichnis

[1] D. Y. Yang et al., "Flexibility in metal forming," CIRP Annals, Jg. 67, Nr. 2, S. 743–765, 2018. doi: 10.1016/j.cirp.2018.05.004.

[2] S. Groth, P. Frohn und B. Engel, "Product planning system for manufacture-oriented modeling of freeform bend tubes produced by three-roll-push-bending," Procedia Manufacturing, Jg. 34, S. 10–18, 2019. doi: 10.1016/j.promfg.2019.06.107.

[3] S. Groth, "Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen," Diss., Universität Siegen, Siegen, 2020.

[4] S. A. Tronvoll, J. Ma und T. Welo, "Deformation behavior in tube bending: a comparative study of compression bending and rotary draw bending," Int J Adv Manuf Technol, Jg. 124, 3-4, S. 801–816, 2023. doi: 10.1007/s00170-022-10433-7.

[5] C. Heftrich, R. Steinheimer und B. Engel, "Rotary-draw-bending using tools with reduced geometries," Procedia Manufacturing, Jg. 15, S. 804–811, 2018. doi: 10.1016/j.promfg.2018.07.410.

[6] M. Hinkel, "Prozessfenster für das Spannen von Rohrprofilen beim Rotationszugbiegen unter Berücksichtigung der Tribologie," Diss., Universität Siegen, Siegen, 2013.

[7] C. Kuhnhen, J. Knoche, J. Reuter, S. S. Hassan Al-Maeeni und B. Engel, "Hybrid tool design for a bending machine," Procedia CIRP, Jg. 99, S. 370–374, 2021. doi: 10.1016/j.procir.2021.03.052.

[8] Jonas Reuter, Apostolos Aslanidis und Bernd Engel, "Segmentierung von Biegeformen als Grundlage für die Entwicklung von Transformer-Werkzeugen," Transformation in der Biegetechnik-Tagungsband zum 6. Biegeforum Siegen, Jg. 2023, S. 91–101, 2023. doi: 10.25819/ubsi/10398.

[9] J. Reuter, "Methode zur Gestaltung segmentierter Werkzeuge für die Flexibilisierung von Biegeprozessen," Diss., Universität Siegen, Siegen, 2025.

[10] C. Heftrich und Bernd Engel, "Erhöhung der Flexibilisierung des Rotationszugbiegens mit reduzierten Werkzeugen," Transformation in der Biegetechnik-Tagungsband zum 6. Biegeforum Siegen, Jg. 2023, S. 33–43, 2023. doi: 10.25819/ubsi/10392.

[11] M. Hermes, S. Chatti, M. Kleiner und W. Homberg, “Vorrichtung zum Biegen von schlanken Gegenständen, insbesondere zum Biegen von Rohren und Profilen,” Patent DE102004045302A1.

[12] J. Liang, Y. Liao, Y. Li und C. Liang, "Study on the Influence of Bending Angle of Multipoint Stretch-Bending of Profiles on Section Distortion of Parts," Mathematical Problems in Engineering, Jg. 2020, Nr. 1, S. 1–11, 2020. doi: 10.1155/2020/1975805.

[13] X. Lin et al., "Effect of Flexible 3D Multipoint Stretch Bending Dies on the Shape Accuracy and the Optimal Design," Advances in Materials Science and Engineering, Jg. 2018, Nr. 1, 2018, Art. Nr. 1095398. doi: 10.1155/2018/1095398.

[14] M.-Z. Li, Z.-Y. Cai und C.-G. Liu, "Flexible manufacturing of sheet metal parts based on digitized-die," Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, Jg. 23, Nr. 1, S. 107–115, 2007. doi: 10.1016/j.rcim.2005.09.005.

[15] M. Z. Li, Z. Y. Cai, Z. Sui und Q. G. Yan, "Multi-point forming technology for sheet metal," Journal of Materials Processing Technology, Jg. 129, 1-3, S. 333–338, 2002. doi: 10.1016/S0924-0136(02)00685-4.

[16] D. F. Walczyk, J. Lakshmikanthan und D. R. Kirk, "Development of a reconfigurable tool for forming aircraft body panels," Journal of Manufacturing Systems, Jg. 17, Nr. 4, S. 287–296, 1998. doi: 10.1016/S0278-6125(98)80076-9.

[17] D. E. Hardt, R. D. Webb und N. P. Suh, "Sheet Metal Die Forming Using Closed-Loop Shape Control," CIRP Annals, Jg. 31, Nr. 1, S. 165–169, 1982. doi: 10.1016/S0007-8506(07)63290-9.

[18] B. A. Olsen, "Die forming of sheet metal using discrete surfaces," Diss., Institute of Technology, Massachusetts, 1980.

[19] X. Z. Liu, C. G. Liu, Y. Yao und X. G. Zhang, "Numerical Analysis for Multi-Point Forming of Aluminum Alloy Profile," AMR, Jg. 1035, S. 128–133, 2014. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.1035.128.

[20] A. M. Elghawail et al., "Measurement of forces on multi-point forming tools using fibre Bragg grating sensors," Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, Jg. 234, Nr. 3, S. 453–462, 2020, doi: 10.1177/0954405419875334.

[21] S. Wang, Z. Cai und M. Li, "Numerical investigation of the influence of punch element in multi-point stretch forming process," Int J Adv Manuf Technol, Jg. 49, 5-8, S. 475–483, 2010. doi: 10.1007/s00170-009-2420-1.

[22] M. Abosaf, K. Essa, A. Alghawail, A. Tolipov, S. Su und D. Pham, "Optimisation of multi-point forming process parameters," Int J Adv Manuf Technol, Jg. 92, 5-8, S. 1849–1859, 2017. doi: 10.1007/s00170-017-0155-y.

[23] E. El-Magd, C. Treppman und M. Korthäuer, "Description of flow curves over wide ranges of strain rate and temperature," International Journal of Materials Research, Jg. 97, Nr. 10, S. 1453–1459, 2006. doi: 10.3139/146.101390.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 107 – 122
https://doi.org/10.25819/ubsi/11003

Transformation des Profilbiegeprozesses: Flexibilisierung durch synthetische Daten und maschinelles Lernen

Markus Schumann[1, a *], Peter Groche[1, b]

[1] Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen, Technische Universität Darmstadt, Otto-Berndt-Straße 2

64287 Darmstadt, Germany

[a]markus.schumann@ptu.tu-darmstadt.de, [b]peter.groche@ptu.tu-darmsatdt.de

Keywords: Profilbiegen; Prozessflexibilisierung; synthetische Daten; Finite-Elemente-Simulation; maschinelles Lernen; Prozessregelung

Abstract. Das Drei-Rollen-Profilbiegen ist ein flexibles Fertigungsverfahren, das im Spannungsfeld von manueller Expertise und den Anforderungen der Digitalisierung und Automatisierung steht. Der Prozess, der in der Herstellung von Komponenten für den Transport- und Architekturbereich sowie in der Einzel- und Sonderteilefertigung eingesetzt wird, ist bislang stark von der manuellen Expertise des Bedienpersonals abhängig. Flexible Geometrien mit kontinuierlichen Radienverläufen lassen sich auf klassischen Maschinen derzeit nur sehr schwer reproduzierbar herstellen. Mit zunehmendem Fachkräftemangel und wachsender Variantenvielfalt entsteht daher ein Bedarf an datengetriebenen Strategien, die eine reproduzierbare und adaptive Prozessführung ermöglichen. Ziel ist die Entwicklung einer datengetriebenen Methodik zur automatisierten Generierung und Adaption von Zustellkurven für flexible Geometrien mittels Maschinellen Lernens. Dies wird durch die gezielte Kombination von synthetisch generierten Geometriedaten aus Finite-Elemente-Simulationen und zufällig erzeugten Zustellkurven erreicht. Durch das Training von Machine-Learning-Modellen entstehen digitale Zwillinge, die eine Grundlage der adaptiven Prozessregelung bilden, indem Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Geometrie prinzipiell erkannt und Korrekturen abgeleitet werden können. Erste Ergebnisse demonstrieren die Fähigkeit neuronaler Netze, die komplexen, nicht-linearen Zusammenhänge zwischen der Zustellung der Rolle, den Materialeigenschaften und der resultierenden Krümmung präzise abzubilden. Diese prädiktive Fähigkeit bildet die Grundlage für eine selbstlernende, adaptive Prozessregelung, die den Profilbiegeprozess effizient an variable Randbedingungen anpasst und so die Prozessflexibilität, Bauteilqualität und Wirtschaftlichkeit signifikant steigert.

Einleitung

Das Drei-Rollen-Profilbiegen ist ein etabliertes und hochflexibles Umformverfahren zur Herstellung gekrümmter Profile mit konstanten oder variablen Radien [1]. Es findet breite Anwendung in der Transportindustrie, im Maschinen- und Anlagenbau sowie im architektonischen Leichtbau, insbesondere bei der Fertigung von Einzel- und Kleinserienbauteilen [2]. Die besondere Stärke des Verfahrens liegt in seiner geometrischen Flexibilität, die es erlaubt, eine Vielzahl unterschiedlicher Bauteilgeometrien auf vergleichsweise einfachen Maschinen zu realisieren.[3]

Trotz dieser Vorteile ist der Prozess bis heute stark von der manuellen Expertise des Bedienpersonals abhängig [4]. Die Einstellung der Zustellung der Mittelrolle erfolgt in der industriellen Praxis häufig heuristisch, basierend auf Erfahrungswerten, Versuch-und-Irrtum oder vereinfachten Tabellenwerken [5]. Insbesondere bei der Herstellung flexibler Geometrien mit kontinuierlich variierenden Radien stößt dieses Vorgehen an seine Grenzen [6]. Solche Geometrien lassen sich auf klassischen Drei-Rollen-Profilbiegemaschinen derzeit nur schwierig reproduzierbar fertigen, da selbst geringe Abweichungen in der Zustellung zu signifikanten Änderungen der resultierenden Krümmungsverteilung führen können [7]. Hier

konnte durch die Entwicklung einer Messeinrichtung zur Nullpunktfindung ein Grundstein für das datengetriebene Drei-Rollen-Profilbiegen gelegt werden. [8]

Mit zunehmender Variantenvielfalt, kürzeren Produktlebenszyklen und dem gleichzeitigen Fachkräftemangel wächst der Bedarf an datengetriebenen Methoden, die eine reproduzierbare, adaptive und automatisierte Prozessführung ermöglichen [9]. Gleichzeitig eröffnen Fortschritte in der Finite-Elemente-Simulation und im maschinellen Lernen neue Möglichkeiten, komplexe nichtlineare Zusammenhänge zwischen Prozessparametern, Materialeigenschaften und resultierender Bauteilgeometrie systematisch zu erfassen und nutzbar zu machen [10].

In den vergangenen Jahren wurden erste datengetriebene Ansätze zur Modellierung des Profilbiegeprozesses vorgestellt, die insbesondere beispielsweise auf der Vorhersage der Rückfederung aus gegebenen Prozessparametern basiert [11]. Solche Modelle bilden einen wichtigen Baustein für digitale Zwillinge des Prozesses und ermöglichen eine schnelle Bewertung von Prozessparametern [12]. Für die praktische Prozessplanung und -regelung ist jedoch insbesondere das inverse Problem von zentraler Bedeutung: Ausgehend von einer gewünschten Zielgeometrie soll eine geeignete Zustellkurve der Mittelrolle bestimmt werden, die diese Geometrie reproduzierbar erzeugt [13].

Die inverse Prozessplanung stellt im Kontext des Drei-Rollen-Profilbiegens eine besondere Herausforderung dar [14]. Zwar ist der Prozess unter idealisierten Annahmen deterministisch [15], jedoch führen Diskretisierung, Modellunsicherheiten und die hohe Dimensionalität der Zustellkurven dazu, dass klassische analytische Inversionsansätze kaum anwendbar sind [16]. Datengetriebene Methoden bieten hier einen vielversprechenden Ansatz, werfen jedoch die grundlegende Frage auf, wie inverse Abbildungen im Rahmen neuronaler Modelle sinnvoll realisiert werden können [11,17].

Ziel dieser Arbeit ist es, robuste datengetriebene Vorwärtsmodelle für das Drei-Rollen-Profilbiegen zu entwickeln und zu bewerten, die eine notwendige Voraussetzung für eine datengetriebene Inversion darstellen. Das inverse Problem wird konzeptionell eingeordnet und als Ausblick adressiert.

Prozessbeschreibung und Problemformulierung

Drei-Rollen-Profilbiegen mit kontinuierlicher Zustellung. Das Drei-Rollen-Profilbiegen ist ein Umformprozess [18], bei dem ein Profil mit konstantem Vorschub durch drei Rollen geführt wird. Bei wiederholtem Durchlauf des Profils kann hierbei von Inkrementen gesprochen werden. Während die beiden äußeren Rollen in der Regel fest positioniert sind, wird die mittlere Rolle aktiv zugestellt und erzeugt dadurch eine lokale plastische Biegung des Profils [19]. Die resultierende Krümmung entsteht als Überlagerung der lokal eingebrachten plastischen und elastischen Deformation entlang der Profilachse [20].

In dieser Arbeit wird ein Prozessszenario betrachtet, bei dem der Profilvorschub als konstant angenommen wird und die Zustellung der Mittelrolle kontinuierlich in Abhängigkeit der Profilposition variiert. Die Zustellung wird dabei nicht als diskreter Stellwert, sondern als kontinuierliche Funktion entlang der Bogenlänge des Profils beschrieben. Dadurch lassen sich flexible Geometrien mit variablen Krümmungsverläufen realisieren, die über klassische tabellenbasiertes Vorgehen nicht abbildbar sind.

Zur formalen Beschreibung wird die Profilposition entlang der Bogenlänge durch eine skalare Koordinate s parametrisiert. Die Zustellung der Mittelrolle wird als kontinuierliche Zustellkurve $\mathbf{u}(s)$ definiert. Die resultierende Bauteilgeometrie, beispielsweise in Form eines Krümmungs- oder Konturverlaufs, wird entsprechend durch eine globale geometrische Zielgröße $\mathbf{Y}(u(s), m)$ beschrieben. Zusätzlich gehen materialabhängige und prozessbeschreibende Parameter, wie Elastizitätsmodul, Fließspannung, oder Profilquerschnitt, aber auch Anlagenkennwerte (siehe Tabelle 1), in die Prozessbeschreibung ein und werden im Folgenden zusammengefasst als Vektor **m.** Unter diesen Annahmen stellt sich der Profilbiegeprozess als eine funktionale Abbildung zwischen Zustellkurve, Material-

und Prozessparametern und resultierender Geometrie dar. Eine schematische Übersicht über diese Zusammenhänge ist in Abbildung 1 dargestellt.

Formale Problemdefinition

Der Drei-Rollen-Profilbiegeprozess kann unter gegebenen Material- und Prozessparametern m als deterministische Abbildung zwischen Zustellkurve und resultierender Profilgeometrie beschrieben werden. Die physikalische Referenzabbildung ergibt sich aus der Finite-Elemente-Simulation zu

$$Y = f(u(s), m), \tag{2.1}$$

wobei $u(s)$ die entlang der Bogenlänge s parametrisierte Zustellkurve und y die resultierende Profilkontur bezeichnet.

Für die Prädiktion der Geometrie durch ein datengetriebenes Vorwärtsmodell wird ein Feedforward-Neuronales Netz $f_\theta(\cdot)$ trainiert, welches als Surrogat die FE-basierte Referenzgeometrie Y auf Basis synthetisch generierter Trainingsdaten approximiert. Die Modellprädiktion ergibt sich zu

$$\hat{Y} = f_\theta(u, m), \tag{2.2}$$

wobei $\hat{Y}$ die durch das neuronale Netz vorhergesagte Profilkontur darstellt.

Während im Trainingszustand sowohl die Zustellkurve u, die Materialparameter m als auch die zugehörige Finite-Elemente (FE) Referenzgeometrie Y zur Verfügung stehen, wird das trainierte Modell im Prädiktionszustand ausschließlich mit u und m betrieben, um die Profilgeometrie $\hat{Y}$ ohne erneute FE-Simulation vorherzusagen. Die Qualität der Approximation wird im Modelltraining über geeignete geometrische Fehlermetriken wie Mittlere quadratische Abweichung (MQA) zwischen Y und $\hat{Y}$ bewertet.

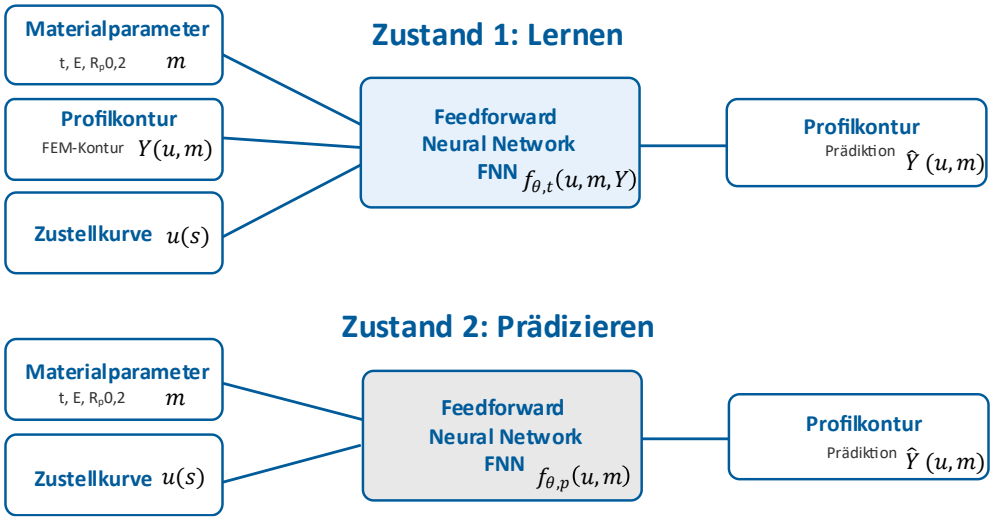


Abbildung 1: Forward Modell zur Abbildung der Beziehungen zwischen Zustellkurve und Profilgeometrie

Diese Vorwärtsabbildung bildet die physikalische Grundlage des Prozesses ab und bildet zunächst die Grundlage der Bewertung der geometrischen Modellgüte. Später wird die Inversion zur generativen Erzeugung der Zustellkurve genutzt.

Datengrundlage und Vorwärtsmodell (Digitaler Zwilling)

Die hier beschriebene Datengrundlage sowie die datengetriebenen Vorwärtsmodelle dienen als digitaler Zwilling des Drei-Rollen-Profilbiegeprozesses. Diese Modelle bilden die Grundlage

des in Kapitel 4 konzeptuell dargestellten Inversionsansatzes und stellen damit ein zentrales methodisches Element der Arbeit dar.

Synthetische Prozessdaten aus FE-Simulationen. Zur Erzeugung eines konsistenten und kontrollierbaren Datensatzes werden synthetische Prozessdaten mittels FE-Simulationen generiert. Hierfür kommt ein parametrisierbares Profilbiege-Modell zum Einsatz, das den Biegeprozess unter Variation der Zustellung der Mittelrolle abbildet.

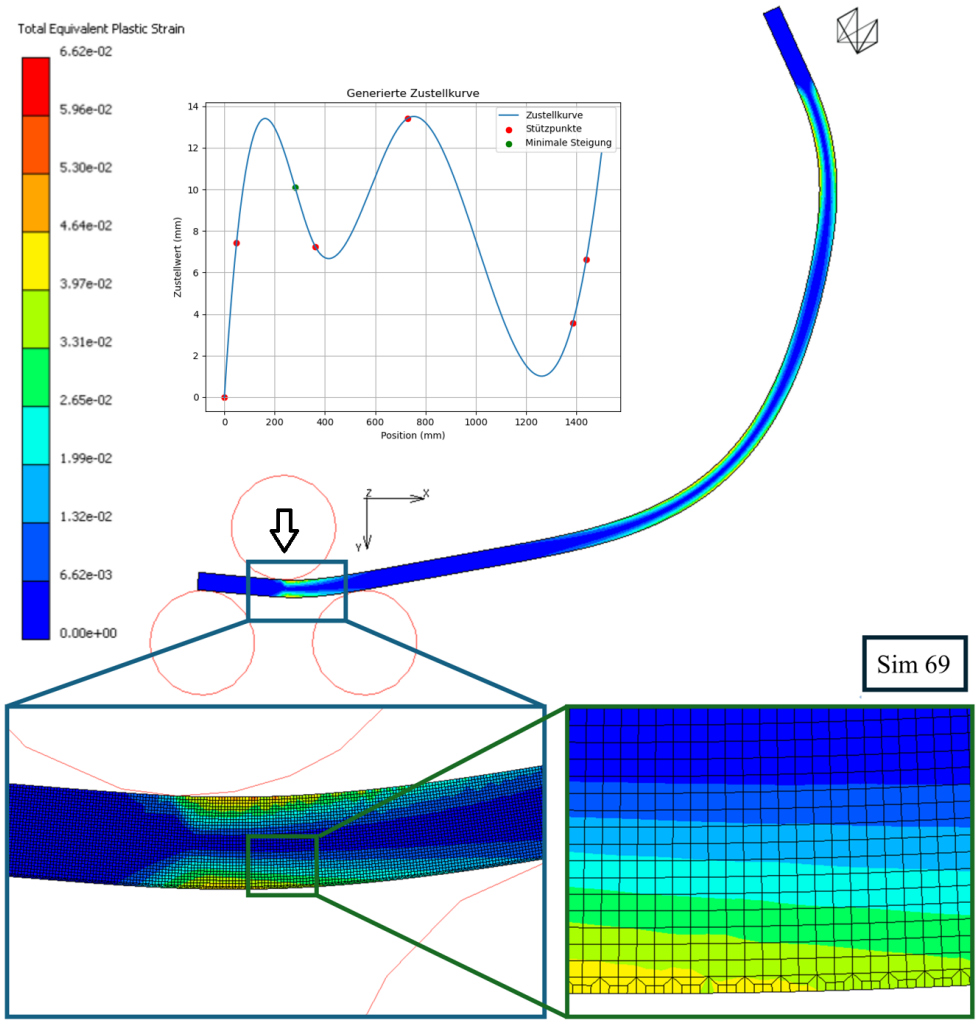


Abbildung 2: FEM - Prozessmodell des Drei-Rollen-Profilbiegens mit verfeinerter Randzone

Das verwendete FE-Modell basiert auf einem zweidimensionalen Ansatz mit lokal verfeinerter Randzone im Kontaktbereich zwischen Profil und Rollen. Abbildung 2 zeigt exemplarisch den Aufbau des Modells sowie die resultierende Profilgeometrie nach dem Biegevorgang. Die Simulationen werden mit MSC Marc/Mentat durchgeführt; die typische Rechenzeit beträgt etwa 8,5 h pro Simulation. Insgesamt wurden 70 Simulationen mit variierenden Zustellkurven durchgeführt, die eine große Bandbreite kontinuierlicher Krümmungsverläufe abdecken.

Die Zustellkurven werden innerhalb eines klar definierten geometrischen Parameterraums generiert. Die Zustellung beginnt stets bei null und ist entlang der Bogenlänge kontinuierlich beschrieben. Der maximale Zustellwert ist auf 14 mm begrenzt, wodurch alle erzeugten Kurven innerhalb der zulässigen mechanischen Stellgrenzen liegen. Negative Zustellungen sowie Überschreitungen dieses Grenzwerts sind ausgeschlossen. Zu Orientierung ist die positive Richtung der Zustellung der Mittelrolle in Abbildung 2 notiert.

Die Parametrisierung erfolgt über eine variable Anzahl von Stützpunkten mittels kubischer Splines. Pro Zustellkurve werden zwischen 2 und 20 Stützpunkte verwendet, deren Positionen entlang der Bogenlänge zufällig verteilt sind. Aus diesen Stützpunkten wird eine glatte, kontinuierliche Zustellfunktion erzeugt, sodass sowohl einfache als auch stark variierende Zustellverläufe abgebildet werden können, wie in Abbildung 3 exemplarisch dargestellt.

Für jede Zustellkurve wird zusätzlich die lokale Steigung entlang der gesamten Bogenlänge ausgewertet. Dabei werden die minimale Steigung sowie deren Position bestimmt und separat gespeichert. Diese Größe dient der Charakterisierung prozesskritischer Zustellverläufe, da zu große negative Steigungen in der Praxis zu Kontaktverlust der Biegerollen führt und der Umformprozess zum Erliegen kommt.

Zur Verwendung in FE-Simulation und maschinellem Lernen werden die Zustellkurven abschließend auf eine einheitliche räumliche Diskretisierung überführt. Hierzu wird jede Kurve auf 3000 äquidistante Stützstellen entlang der Profillänge abgebildet, sodass alle Simulationen und Trainingsdatensätze eine identische Eingangsstruktur besitzen.

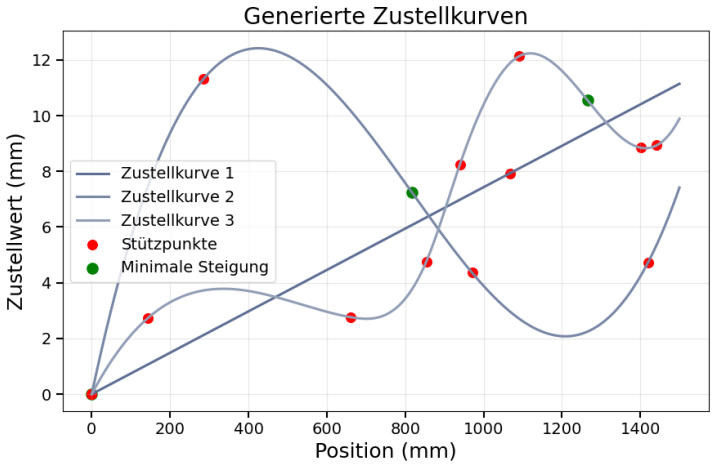


Abbildung 3: Generierte Zustellkurven unterschiedlicher Anzahl von Stützpunkten

Die in Tabelle 1 gezeigten Parameter gelten hierbei für alle Simulationen und bilden die in den späteren Realversuchen zum Einsatz kommende Biegemaschine Herkules BO229 ab.

Tabelle 1: Konstante Prozess-, Material- und Geometrieparameter der FE-Simulationen

Parameter	Symbol	Wert	Einheit	Bemerkung
Profilbreite	b	30	mm	Rechteckprofil
Profillänge	L	1800	mm	Gesamtlänge des Profils
Einfahrlänge Profil	L_{in}	1500	mm	Aktive Biegezone
Elastizitätsmodul	E	196	GPa	Linear-elastischer Bereich
Streckgrenze	σ_y	620,84	MPa	Beginn der Plastifizierung
Verfestigungskoeffizient	K	272	MPa	Ludwik/Hollomon-Ansatz
Verfestigungsexponent	n	0,95	–	Verfestigungsverlauf
Reibkoeffizient	μ	0,15	–	Kontakt Profil–Rollen
Durchmesser Oberrolle	D_{top}	180	mm	Zentrale Zustellrolle
Durchmesser Unterrollen	D_{low}	180	mm	Seitenrolle
Abstand Unterrollen	a_{low}	280	mm	Achsabstand

Das Materialmodell basiert für ein hier exemplarisch verwendetes S235JRC+C Vollmaterial aus Zugversuchen und dient als Grundlage für die Anpassung an weitere Materialen und weitere Geometrien. Das Material ist im kaltgezogenen Auslieferungszustand bereits stark verfestigt, wodurch eine für einen Baustahl hohe Streckgrenze und ein vergleichsweise niedriger Verfestigungsexponent experimentell ermittelt wurden. Als Ergebnis jeder Simulation wird die resultierende Profilgeometrie entlang der Bogenlänge exportiert. Diese Geometrie wird als diskretisierter Kontur- bzw. Krümmungsverlauf gespeichert und bildet die Zielgröße für das datengetriebene Modell.

Datensatz für das Modelltraining. Zur Erzeugung des Trainingsdatensatzes werden die Zustellkurven skriptbasiert mithilfe eines Python-Workflows generiert wie in Abbildung 4 schematisch dargestellt. Hierbei kommen zufällige, kontinuierliche Zustellverläufe auf Basis kubischer Splines zum Einsatz, deren Form durch eine variable Anzahl von Stützpunkten parametrisiert wird. Die so erzeugten Zustellkurven bilden ein breites Spektrum unterschiedlicher Prozessverläufe ab – von einfachen, nahezu linearen Zustellungen bis hin zu komplexeren, nicht-monotonen Verläufen.

Jede generierte Zustellkurve wird anschließend als Eingangsgröße in eine Finite-Elemente-Simulation überführt und dort vollständig berechnet. Als Simulationsergebnis wird die resultierende Profilgeometrie extrahiert und in Form diskreter x-/y-Koordinaten gespeichert. Der aktuell verwendete Datensatz umfasst 70 unabhängig generierte Simulationen und stellt damit die Grundlage für das Training und die Bewertung der vorgestellten Machine-Learning-Modelle dar.

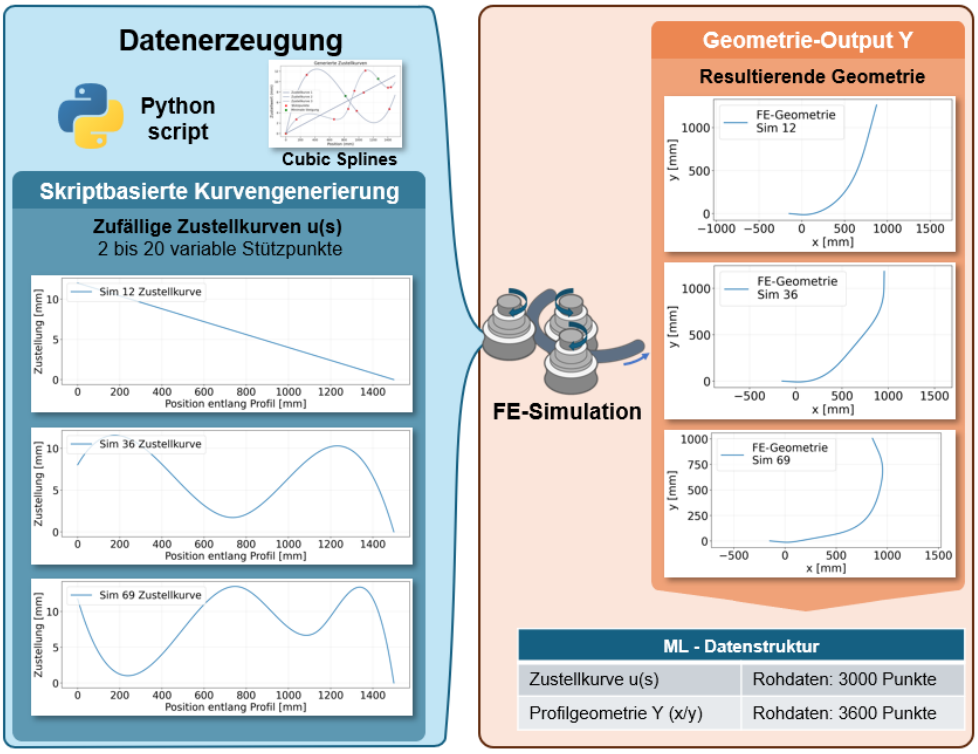


Abbildung 4: Schema der Datensatzgenerierung

Netzarchitektur und Eingangsgrößen

Das neuronale Netz ist als vollständig verbundenes Feed-Forward-Netzwerk (Fully Connected Feedforward Neural Network, FNN) mit mehreren versteckten Schichten realisiert. In allen Architekturen kommen ausschließlich dichte Schichten zum Einsatz. Als Aktivierungsfunktion wird in den versteckten Schichten die Rectified Linear Unit (ReLU) verwendet, um nichtlineare Zusammenhänge zwischen Zustellkurve, Materialparametern und resultierender Profilgeometrie abzubilden.

Die Eingangsgrößen des Netzes setzen sich aus den konstanten Materialparametern m sowie der diskretisierten Zustellkurve u zusammen. Die Zustellkurve wird dabei jeweils als eindimensionaler Vektor fester Länge in das Netz eingespeist. Abhängig vom betrachteten Ansatz unterscheidet sich die geometrische Repräsentation der Ausgabedaten sowie die interne Vorverarbeitung.

Die Ausgabeschicht ist linear ausgeführt und liefert einen diskretisierten Geometrievektor entlang der Profilachse. Dieser beschreibt entweder die kartesischen Koordinaten der Profilkontur, eine bogenlängenparametrisierte Darstellung oder eine spline-basierte Geometriebeschreibung.

Im Rahmen dieser Arbeit werden drei Modellarchitekturen miteinander verglichen, die sich hinsichtlich der geometrischen Repräsentation, der Vorverarbeitung der Daten sowie der Netzkomplexität unterscheiden:

Ansatz 1 (Baseline X/Y). Die Profilgeometrie wird direkt in kartesischen Koordinaten (x, y) diskretisiert und als flacher Vektor verarbeitet. Die Netzarchitektur besteht aus zwei versteckten Schichten mit jeweils 64 Neuronen. Ziel dieses Ansatzes ist eine direkte punktweise Vorhersage der Profilkontur ohne zusätzliche geometrische Strukturierung.

Ansatz 2 (Bogenlänge s). Die Geometrie wird entlang der Bogenlänge parametriert, wodurch eine konsistente Zuordnung der Punkte entlang der Profilkontur gewährleistet wird. Vor der Netzeinspeisung erfolgt eine kubische Interpolation über die Bogenlänge. Die Netzarchitektur entspricht der Baseline und umfasst ebenfalls zwei versteckte Schichten mit jeweils 64 Neuronen. Die Ausgabe erfolgt als bogenlängenbasierter Geometrievektor.

Ansatz 3 (Spline-Modell). Die Profilgeometrie wird über eine spline-basierte Repräsentation beschrieben, wodurch eine glatte funktionale Darstellung der Kontur erreicht wird. Zusätzlich ist eine integrierte Glättung in der Vorverarbeitung enthalten. Aufgrund der erhöhten Modellkomplexität kommt hier ein tieferes Netzwerk mit drei versteckten Schichten zu je 128 Neuronen zum Einsatz. Die Ausgabe besteht aus den Parametern der Spline-Darstellung, aus denen die Profilkontur rekonstruiert werden kann.

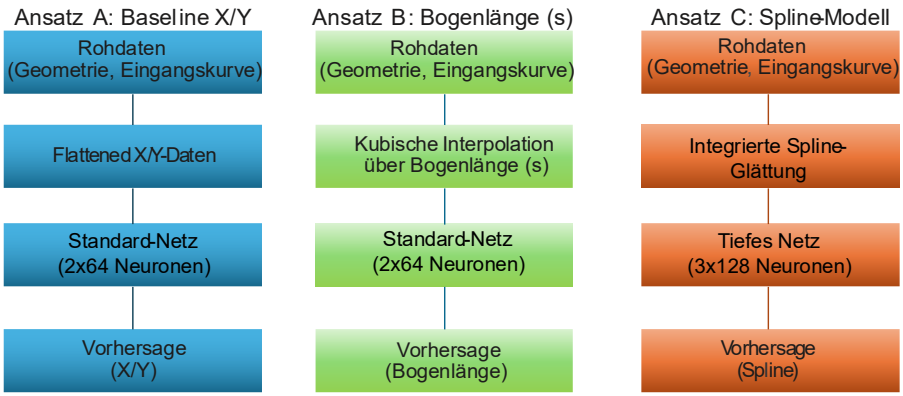


Abbildung 5: Architekturen der KI-Modelle zur Koordinatenvorhersage

Durch den Vergleich dieser drei Architekturen lässt sich systematisch untersuchen, welchen Einfluss die geometrische Repräsentation und die Netzkomplexität auf die Prädiktionsqualität, das Prädiktionsrauschen und die Abbildung lokaler geometrischer Eigenschaften haben. Die tiefere Netzarchitektur im spline-basierten Ansatz dient ausschließlich der Sicherstellung ausreichender Modellkapazität für die funktionale Parametrisierung der Kontur. Ziel des Vergleichs ist nicht die Optimierung der Netzarchitektur, sondern die Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher geometrischer Repräsentationen auf die Vorhersagequalität.

Trainingsstrategien und Validierung

Ansatz A: Punktweise Vorhersage der Konturkoordinaten. Im Ansatz A wird die resultierende Bauteilgeometrie direkt als diskrete Punktmenge in kartesischen Koordinaten vorhergesagt. Das neuronale Netz approximiert hierbei die Abbildung

$$\hat{\mathbf{Y}} = f_\theta(\mathbf{u}(\mathbf{s}), \mathbf{m}), \tag{3.1}$$

wobei $\mathbf{u} \in \mathbb{R}^{N_u}$ die diskretisierte Zustellkurve und $\mathbf{m}$ die verwendeten Parameter beschreibt. Der Ausgabevektor $\hat{\mathbf{Y}} \in \mathbb{R}^{2N_g}$ enthält die vorhergesagten x- und y-Koordinaten der Konturpunkte.

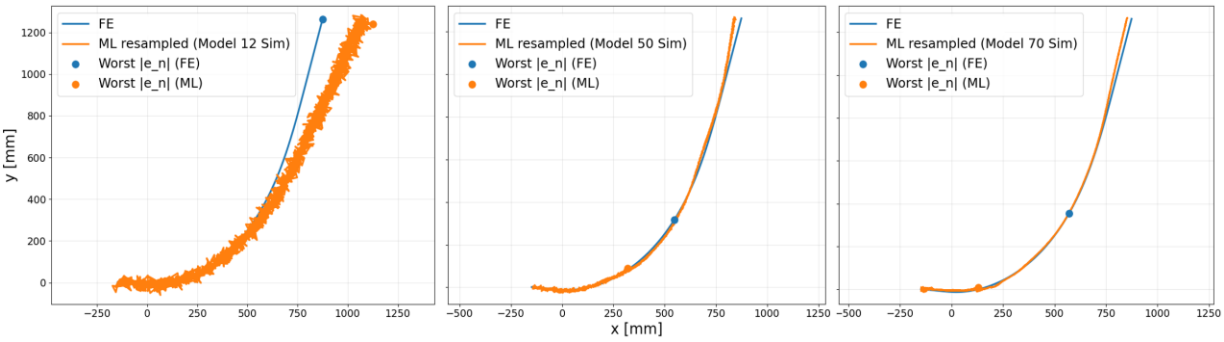


Abbildung 6: Gegenüberstellung der Prädiktion mit 12, 50 und 70 Simulationen für das Modelltraining der Koordinaten x und y

Die drei dargestellten Gegenüberstellungen in Abbildung 6 zeigen den Einfluss der Trainingsdatenmenge auf die Modellqualität. Bei nur 12 Trainingssimulationen weist die vorhergesagte Kontur ein starkes hochfrequentes Rauschen auf, obwohl der globale Verlauf bereits angedeutet wird. Mit zunehmender Anzahl von Trainingsdaten (50 bzw. 70 Simulationen) reduziert sich dieses Rauschen deutlich, und die mittlere Abweichung zur FE-Referenz nimmt ab. Dennoch verbleiben auch bei 70 Trainingssimulationen lokale Unstetigkeiten, da benachbarte Punkte unabhängig voneinander vorhergesagt werden und keine explizite geometrische Glattheit im Modell erzwungen wird.

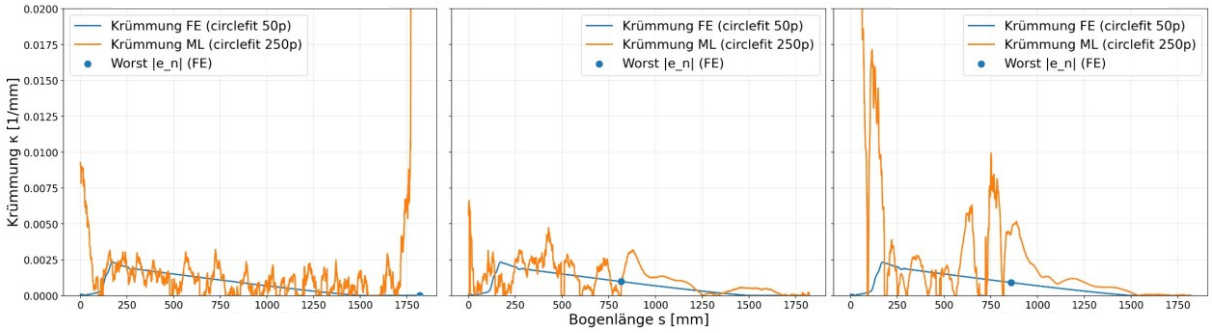


Abbildung 7: Gegenüberstellung der lokalen Krümmungen mit 12, 50 und 70 Simulationen für das Modelltraining der Koordinaten x und y

Erwartungsgemäß führt die Auswertung der lokalen Krümmung in Abbildung 7 über einen Kreisfit zu unregelmäßigen Verläufen mit teilweise starken lokalen Überhöhungen, wie in der Teilabbildung rechts für ein Training über 70 Simulationen. Der Ansatz verdeutlicht somit, dass der Zusammenhang zwischen Zustellkurve und resultierender Geometrie grundsätzlich lernbar ist. Gleichzeitig zeigt sich jedoch, dass eine rein punktweise Repräsentation eine hohe Datenanforderung besitzt und strukturelle Eigenschaften der Kontur nur implizit über die Trainingsdaten erfasst werden.

Ansatz B – Geometrisch: Parametrisierung über Bogenlänge **s**. Um eine konsistente Gegenüberstellung zwischen FE-Referenz und ML-Vorhersage zu ermöglichen, wird die Geometrie nicht punktweise in kartesischen Koordinaten verglichen, sondern über die Bogenlänge $s$parametrisiert. Ausgehend von der diskreten Kontur (x_i, y_i)wird die kumulative Bogenlänge berechnet als

$$s_i = \sum_{k=1}^{i} \sqrt{(x_k - x_{k-1})^2 + (y_k - y_{k-1})^2}. \tag{3.2}$$

Sowohl die FE-Kontur als auch die vom Modell vorhergesagte Kontur werden anschließend auf ein gemeinsames, äquidistantes Bogenlängengitter $s \in [0, s_{\max}]$ resampelt. Dadurch wird sichergestellt, dass korrespondierende Punkte entlang der Kontur verglichen werden, unabhängig von der ursprünglichen Punktdichte oder Punktanordnung.

Die Modellbewertung erfolgt auf Basis dieser Reparametrisierung, indem der euklidische Abstand sowie der signierte Normalabstand $e_n(s)$ zwischen FE-Referenz und ML-Vorhersage entlang der Bogenlänge bestimmt werden. Der Normalabstand ergibt sich aus der Projektion des Differenzvektors auf die lokale Normalenrichtung der FE-Kontur,

$$e_n(s) = \left(\mathbf{x}_{\mathrm{ML}}(s) - \mathbf{x}_{\mathrm{FE}}(s)\right) \cdot \mathbf{n}_{\mathrm{FE}}(s). \tag{3.3}$$

Durch die Verwendung der Bogenlänge als gemeinsame Parametrisierung wird der geometrische Vergleich entkoppelt von globalen Verschiebungen oder unterschiedlichen Punktverteilungen. Gleichzeitig erlaubt diese Darstellung eine lokale Analyse der Abweichungen entlang der Kontur und bildet die Grundlage für weiterführende Auswertungen wie Krümmungs- oder Radiusverläufe.

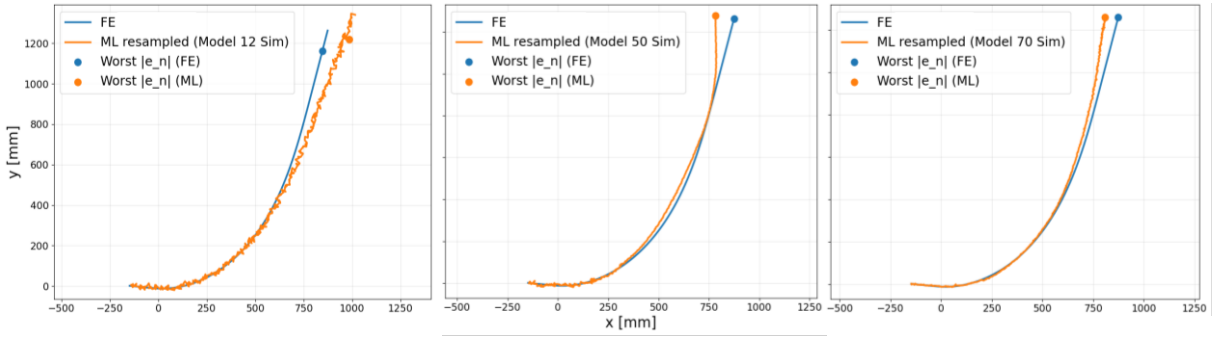


Abbildung 8: Gegenüberstellung der Prädiktion mit 12 50 und 70 Simulationen für das Modelltraining über die Bogenlänge s

Abbildung 8 zeigt die Gegenüberstellung der Modellprädiktionen für Trainingsdatensätze mit 12, 50 und 70 FE-Simulationen. Für Ansatz B. Während bei geringer Datenbasis noch ein deutliches Rauschen in der vorhergesagten Kontur sichtbar ist, zeigt sich bereits bei moderater Erhöhung der Trainingsdaten eine signifikante Glättung der Prädiktion. Dieser Effekt ist beim Training über die Bogenlänge s besonders ausgeprägt.

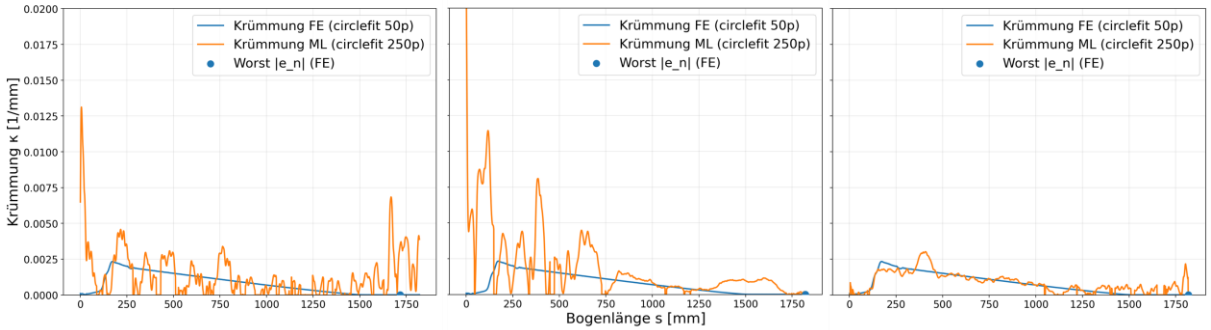


Abbildung 9: Gegenüberstellung der lokalen Krümmungen mit 12 50 und 70 Simulationen für das Modelltraining über die Bogenlänge s

Während in Abbildung 9 der lokale Krümmungsverlauf für 12 Simulationen (links) ähnlich wenig aufschlussreich ist, wie die lokale Krümmung für das vorige Modell, profitiert das Modelltraining über die Bogenlänge S signifikant von der Größe des Datensatzes. 70 Simulationen (rechts) ergeben einen nahezu treffenden lokalen Krümmungsverlauf.

Der Grund hierfür liegt darin, dass das Modell entlang von s eine intrinsische geometrische Ordnung erlernt, während bei einer direkten Regression der kartesischen Koordinaten (x, y) lokale Unsicherheiten und nichtlineare Abhängigkeiten stärker auf die Vorhersage durchschlagen. Auch bei kleinen Datensätzen bleibt der globale geometrische Verlauf erhalten, während lokale Abweichungen primär als hochfrequentes Rauschen auftreten.

Ansatz C: Spline-basierter Ansatz zur Geometrievorhersage. Die bisherigen Ergebnisse zeigen, dass eine Parametrisierung der Geometrie über die Bogenlänge s den Zusammenhang zwischen Zustellkurve und resultierender Kontur bereits deutlich stabilisiert. Dennoch wird die Kontur im aktuellen Ansatz weiterhin als diskrete Punktfolge $\mathbf{r}(s_i)$ approximiert. Damit bleibt die Modellvorhersage grundsätzlich punktweise und ist, insbesondere bei geringer Trainingsdatenmenge, anfällig für hochfrequentes Rauschen.

Aus geometrischer Sicht ist die resultierende Profilkontur jedoch eine glatte, differenzierbare Kurve, deren lokale Eigenschaften (z. B. Krümmung oder Radius) implizit durch die globale Form bestimmt sind. Die explizite Repräsentation als diskrete Punktmenge bildet diese Struktur nur indirekt ab.

Vor diesem Hintergrund liegt es nahe, die Geometrie nicht mehr punktweise, sondern funktional zu beschreiben. Anstatt die Koordinaten $(x(s), y(s))$ direkt vorherzusagen, kann die Kontur als stetige Kurve modelliert werden, deren Form durch eine begrenzte Anzahl von Freiheitsgraden beschrieben ist.

Spline-Funktionen bieten hierfür einen geeigneten Ansatz, da sie eine glatte Repräsentation der Geometrie ermöglichen, sowohl lokale als auch globale Formanteile kontrolliert abbilden und darüber hinaus die direkte Ableitung geometrischer Größen wie Tangenten oder Krümmungen erlauben.

Der folgende Abschnitt führt daher einen Spline-basierten Modellansatz ein, bei dem die geometrische Kontur zunächst funktional beschrieben und erst in einem nachgelagerten Schritt in diskrete Punkte überführt wird. Ziel ist es, das Rauschen weiter zu reduzieren und die physikalische Glattheit der Profilgeometrie explizit in die Modellstruktur zu integrieren.

Zur weiteren Glättung der Modellrepräsentation und zur expliziten Nutzung geometrischer Zusammenhänge wird die Profilgeometrie nicht mehr ausschließlich als diskrete Punktwolke behandelt, sondern als kontinuierliche Funktionen entlang der Bogenlänge s.

Die Profilgeometrie wird hierzu über eine parametrisierte Kurve

$$\boldsymbol{r}(s) = \big(x(s), y(s)\big) \tag{3.4}$$

beschrieben, wobei die Koordinate der normierten Bogenlänge entspricht. Sowohl Zustellkurve als auch Geometrie werden mittels kubischer Splines approximiert, wodurch eine glatte, differenzierbare Darstellung entsteht. Auf dieser Basis lassen sich geometrische Ableitungen direkt berechnen, insbesondere die lokale Krümmung

$$\kappa(s) = \frac{|x'(s)\,y''(s) - y'(s)\,x''(s)|}{(x'(s)^2 + y'(s)^2)^{3/2}}, \tag{3.5}$$

die einen physikalisch interpretierbaren Zusammenhang zur Umformung besitzt.

Im Gegensatz zu den zuvor betrachteten punktweisen Ansätzen lernt das neuronale Netz in diesem Modell nicht die vollständige Punktgeometrie, sondern eine spline-basierte Repräsentation, aus der die Geometrie anschließend rekonstruiert wird. Dadurch wird implizit eine Glättung erzwungen, während hochfrequentes Rauschen reduziert wird. Dies gelingt allerdings signifikant schlechter für kleine Datensätze als noch im vorigen Ansatz.

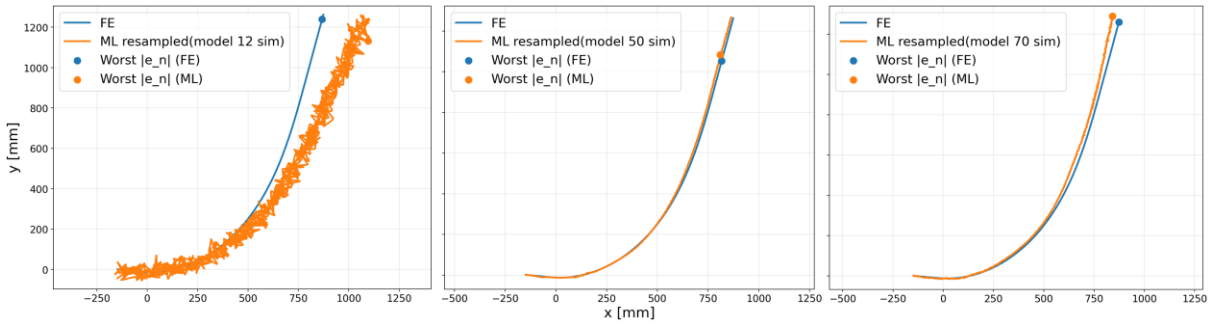


Abbildung 10: Gegenüberstellung der lokalen Krümmungen mit 12, 50 und 70 Simulationen für das Modelltraining über den spline-basierten Ansatz

Die Rekonstruktion aus der spline-basierten Prädiktion ist für 12 Simulationen (Abbildung 10) signifikant schwächer als für 50 Simulationen (Mitte). Spline-basiert gelingt eine annähernd perfekte geometrische Repräsentation, während bei weiterer Erhöhung der Datenmenge keine Verbesserung für diese Trainingsinstanz erzielt wurde (rechts).

Die Krümmungsverläufe sind für die Modelle mit 50 und 70 (mitte, rechts) Datensätzen von ähnlicher Qualität wie in Abbildung 9 rechts für 70 Simulationen. Dies weist daraufhin, dass durch die gesteigerte intrinsische Ordnung eine gute Repräsentation bereits früher gelingt.

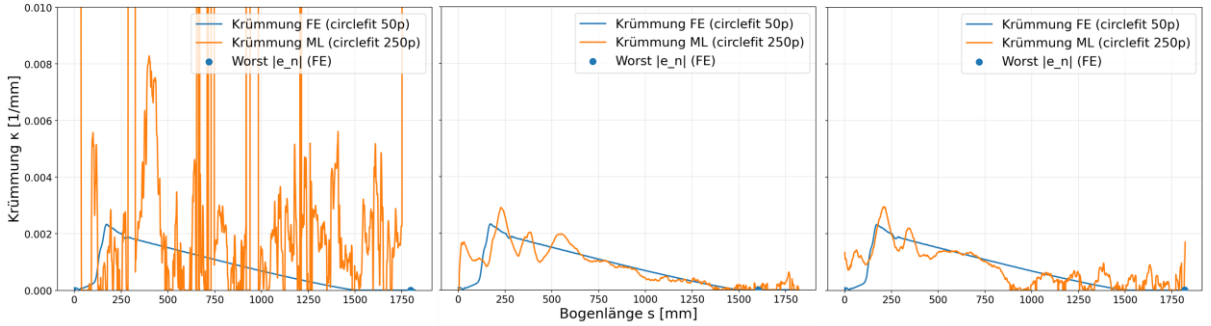


Abbildung 11: Gegenüberstellung der lokalen Krümmungen mit 12, 50 und 70 Simulationen für das Modelltraining über den spline-basierten Ansatz

Die Ergebnisse zeigen, dass insbesondere für einfachere Umformszenarien, exemplarisch dargestellt an Simulation 12 in Abbildung 10 und Abbildung 11, sowohl die globale Profilgeometrie als auch der lokale Krümmungsverlauf bei hinreichender Datenmenge qualitativ gut reproduziert werden können. Sowohl die Konturüberlagerung als auch die Krümmungsverläufe entlang der Bogenlänge stimmen in Form und Größenordnung mit den FE-Ergebnissen überein. Dies verdeutlicht, dass der spline-basierte Ansatz die wesentlichen

geometrischen Zusammenhänge zwischen Zustellverlauf und resultierender Geometrie erfassen kann.

Für komplexere Fälle, wie Simulation 69 in Abbildung 12, zeigen sich hingegen noch deutliche Abweichungen, insbesondere im lokalen Krümmungsverlauf. Diese Abweichungen sind stellen jedoch keinen grundlegenden Nachteil des Ansatzes dar. Sie werden einerseits durch die fortwährende Erweiterung des Trainingsdatensatz adressiert, andererseits ist zu berücksichtigen, dass das Modelltraining derzeit ausschließlich auf der Geometrie basiert.

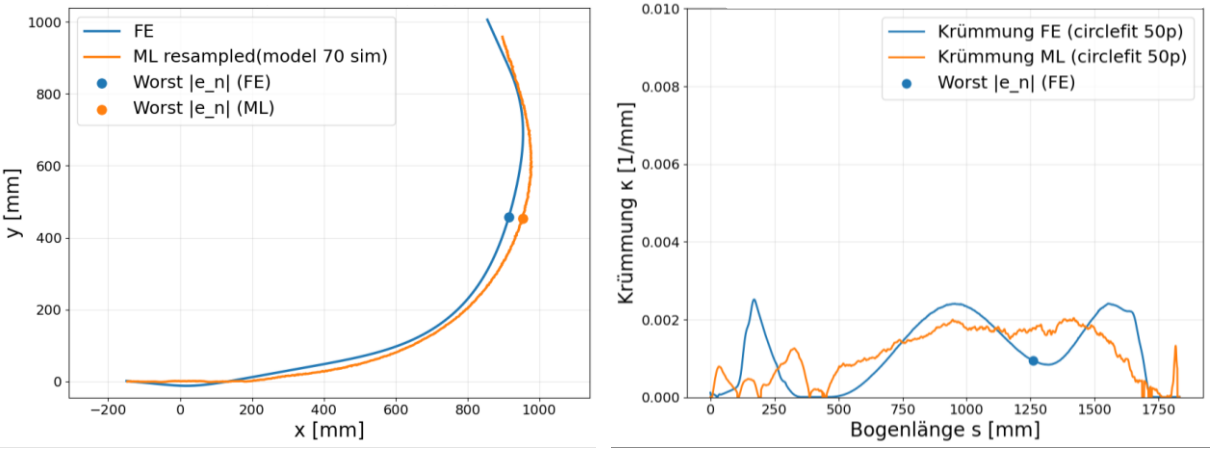


Abbildung 12: Geometrievergleich der Prädiktion und FE-Simulation (links) und lokale Krümmungen (rechts) für Simulation 69

Ein wesentlicher Vorteil des spline-basierten Ansatzes liegt darin, dass im zukünftigen Modelltraining zusätzlich ableitungsbasierte Zielgrößen, insbesondere die Soll-Krümmung $\kappa(s)$, direkt als Trainingsinformation eingebunden werden können. Dadurch wird das Modell nicht nur geometrisch, sondern auch über die lokale Steigung stärker geführt. Es ist zu erwarten, dass insbesondere für komplexere Umformverläufe hierdurch eine deutlich verbesserte Abbildung der lokalen Geometrie erzielt werden kann.

Zusammenfassend stellt der spline-basierte Ansatz eine konsistente Erweiterung der vorherigen Modellvarianten dar. Er verbindet eine kompakte, glatte Geometrierepräsentation mit der Möglichkeit, physikalisch interpretierbare Größen explizit in das Modelltraining einzubeziehen, und bildet damit eine geeignete Grundlage für weiterführende Arbeiten. Diese Eigenschaften sind insbesondere im Hinblick auf eine spätere inverse Prozessplanung relevant.

Abschließend stellt Tabelle 2 die in dieser Veröffentlichung gezeigten Modellierungsatze kompakt gegenüber:

Tabelle 2: Gegenüberstellung der Modellierungsansätze

Architektur	Qualität der Repräsentation	Stärken	Schwächen
Ansatz A: Punktweise	Diskret (kartesisch)	Einfache Umsetzung	Instabil, starkes Rauschen, keine erzwungene Glattheit
Ansatz B: Bogenlänge	Diskret (parametrisiert)	Robust, lernt intrinsische geometrische Ordnung	Weiterhin punktbasiert, lokale Unsicherheiten möglich
Ansatz C: Spline-basiert	kontinuierlich	Glatt, strukturiert, physikalisch interpretierbar	Aktuell noch indirekt, Abweichungen bei komplexen Fällen

Inverse Prozessplanung

In der praktischen Anwendung ist insbesondere das inverse Problem von zentraler Bedeutung. Ziel der Prozessplanung ist es, ausgehend von einer gewünschten Zielgeometrie $\mathbf{Y}^*$ eine geeignete Zustellkurve $\widehat{\mathbf{U}}^*$ zu bestimmen, mit der diese Geometrie reproduzierbar erzeugt werden kann. Formal ergibt sich damit das inverse Problem als

$$\widehat{\mathbf{U}}^* = {f_\theta}^{-1}(\mathbf{Y}^*, \mathbf{m}), \tag{4.1}$$

wobei $f_\theta(\cdot)$ die im Vorwärtsmodell beschriebene Abbildung von Zustellkurve und Materialparametern $\mathbf{m}$ auf die resultierende Profilgeometrie darstellt.

Unter den idealisierten deterministischen Annahmen, insbesondere kontinuierlicher Zustellung, konstantem Vorschub und identischen Anfangsbedingungen und eineindeutiger Beziehung zwischen Zustellung und Geometrie ist die funktionale Abbildung des Drei-Rollen-Profilbiegeprozesses invertierbar. In der praktischen Umsetzung ist diese Invertierbarkeit jedoch nur eingeschränkt gegeben. Diskretisierung der Zustell- und Geometriekurven, numerische Approximationen sowie Modell- und Prozessunsicherheiten führen dazu, dass eine analytische Inversion der Abbildung $f_\theta(\cdot)$ nicht direkt verfügbar ist.

Darüber hinaus ist das inverse Problem mathematisch hier möglicherweise grundsätzlich nur annäherungsweise eindeutig. Unterschiedliche Zustellverläufe können zu sehr ähnlichen oder lokal nahezu identischen Profilgeometrien führen. Gleichzeitig ist die Zustellkurve funktional beschrieben und weist damit eine hohe Dimensionalität auf, während physikalische und maschinenspezifische Nebenbedingungen, wie maximale Stellraten, Glattheitsanforderungen oder Prozessgrenzen, einzuhalten sind. Lokale geometrische Eigenschaften, insbesondere die lokale Krümmung, ergeben sich zudem aus der gesamten Zustellhistorie, was eine direkte lokale Inversion zusätzlich erschwert.

Ein möglicher Ansatz zur Lösung dieses inversen Problems besteht darin, die Inversionsabbildung datengetrieben durch das vorwärts gerichtete Surrogate ML-Modell iterativ zu approximieren. Abbildung 10 zeigt eine vereinfachte konzeptionelle Darstellung dieses Ansatzes. Während das Vorwärtsmodell die Abbildung von Zustellkurve und Materialparametern auf die resultierende Profilkontur erlernt, kann das inverse Problem entweder durch eine iterative Nutzung dieses Vorwärtsmodells oder alternativ durch ein direkt trainiertes inverses neuronales Modell adressiert werden.

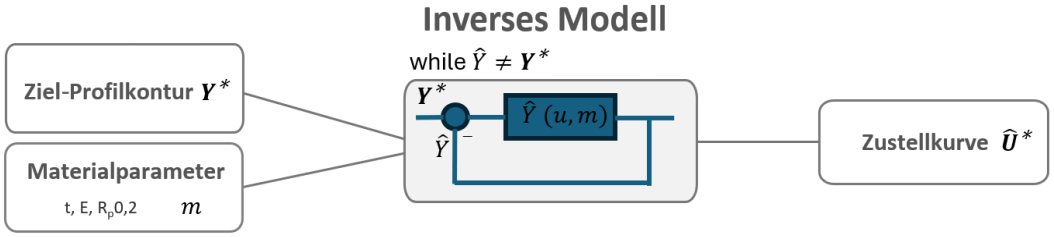


Abbildung 13: Vereinfachte Darstellung des inversen Modells zur Abbildung der Beziehungen zwischen Profilgeometrie und Zustellkurve

In dieser Arbeit wird das inverse Modell ausschließlich konzeptionell eingeführt. Insbesondere die spline-basierte Beschreibung der Profilgeometrie und die Möglichkeit, lokale geometrische Größen wie die Krümmung explizit zu berücksichtigen, eröffnen vielversprechende Perspektiven für weiterführende Arbeiten.

Diskussion

Die Ergebnisse zeigen, dass datengetriebene Vorwärtsmodelle grundsätzlich in der Lage sind, den Zusammenhang zwischen Zustellkurve und resultierender Profilgeometrie im Drei-Rollen-Profilbiegeprozess abzubilden. Bereits bei vergleichsweise kleinen Trainingsdatensätzen lassen sich die globalen geometrischen Verläufe der Profilkonturen für einen ersten Ansatz

zuverlässig reproduzieren. Dies deutet darauf hin, dass die zugrunde liegende Abbildung physikalisch hinreichend glatt ist und sich durch geeignete Surrogatmodelle approximieren lässt.

Gleichzeitig wird deutlich, dass die Wahl der geometrischen Repräsentation einen maßgeblichen Einfluss auf die Qualität der Prädiktion besitzt. Während punktweise Vorhersagen in kartesischen Koordinaten bei geringen Trainingsdatensätzen zu deutlich sichtbarem Rauschen neigen, führt die Parametrisierung über der Bogenlänge zu stabileren und besser interpretierbaren Ergebnissen. Insbesondere die konsistente Zuordnung geometrischer Punkte entlang der Profilkontur reduziert lokale Fehlzuordnungen und verbessert die Vergleichbarkeit zwischen Simulation und Modellprädiktion.

Der Spline-basierte Ansatz verdeutlicht, dass eine glatte, funktionale Beschreibung der Profilgeometrie ab einer ausreichenden Datensatzgröße von 50 Simulationen nicht nur das Datenrauschen (Abbildung 6, Abbildung 8 und Abbildung 10) weiter reduziert, sondern auch lokale geometrische Eigenschaften wie die Krümmung abbilden kann. Für einfache Geometrien, wie sie in Simulation 12 vorliegen, gelingt sowohl die globale Konturabbildung als auch die Rekonstruktion der lokalen Krümmungsverläufe mit hoher Übereinstimmung, bereits ohne die Krümmung in den Trainingsdaten zu berücksichtigen. Bei komplexeren Geometrien, wie in Simulation 69, treten hingegen noch stärkere Abweichungen auf, insbesondere in Bereichen stark variierender Krümmung. Diese Beobachtungen sind vor dem Hintergrund der begrenzten Datenbasis sowie der aktuell ausschließlich geometriebasierten Trainingsgrößen zu erwarten und stellen keinen grundsätzlichen methodischen Nachteil dar.

Ein weiterer wesentlicher Einflussfaktor ist die verfügbare Trainingsdatenmenge. Der Vergleich zwischen Modellen mit 12, 50 und 70 Trainingssimulationen zeigt, dass mit zunehmender Datengrundlage sowohl das Prädiktionsrauschen als auch lokale geometrische Abweichungen systematisch reduziert werden. Dennoch wird deutlich, dass eine vollständige Glättung der Prädiktion ohne die explizite Berücksichtigung zusätzlicher geometrischer Nebenbedingungen nicht erreicht wird. Vor diesem Hintergrund erscheint insbesondere die Einbindung lokaler geometrischer Zielgrößen, wie der Soll-Krümmung entlang der Profilkontur, ein vielversprechender nächster Schritt. Die Spline-basierte Repräsentation bietet hierfür eine geeignete Grundlage, da Ableitungen der Geometrie direkt und stabil zugänglich sind.

Die in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnisse basieren ausschließlich auf synthetisch generierten Prozessdaten aus FE-Simulationen. Damit ist der sogenannte Reality Gap zwischen Simulation und realem Drei-Rollen-Profilbiegeprozess explizit zu berücksichtigen. Unterschiede in der Materialcharakterisierung, Prozesskräften, Maschinensteifigkeit sowie Messabweichungen führen dazu, dass rein synthetisch trainierte Modelle nicht ohne Weiteres auf reale Prozessdaten übertragbar sind. Dennoch bieten die hier entwickelten Vorwärtsmodelle eine geeignete Grundlage für eine solche Übertragung, da sie den grundlegenden physikalischen Zusammenhang zwischen Zustellverlauf und Profilgeometrie erfassen.

Ein vielversprechender Ansatz zur Überbrückung dieses Reality Gaps ist das Transferlernen, bei dem synthetisch trainierte Modelle mit einer begrenzten Anzahl realer Messdaten gezielt nachtrainiert werden. Auf diese Weise lassen sich simulationsbedingte Modellabweichungen systematisch korrigieren, ohne den vollständigen Lernprozess neu aufzusetzen. Außerdem können verbleibende Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Geometrie durch eine iterative Mehrfachbiegung adressiert werden, eine Besonderheit des Drei-Rollen-Profilbiegens. Hierbei wird das zukünftige inverse Modell genutzt, um auf Basis der gemessenen Profilgeometrie sukzessive Korrekturen der Zustellkurve abzuleiten, wodurch eine Fehlerkompensation auch bei nicht vollständig modellierten Einflüssen möglich sein sollte.

Das in dieser Arbeit eingeführte inverse Modell wird zum jetzigen Stand konzeptionell behandelt. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass robuste Vorwärtsmodelle sowie geeignete geometrische Repräsentationen eine notwendige Voraussetzung für jede datengetriebene Inversion darstellen. Die konkrete algorithmische Lösung des inversen Problems, einschließlich der Berücksichtigung von Nicht-Eindeutigkeiten und physikalischen Nebenbedingungen, ist Gegenstand weiterführender Arbeiten.

Fazit und Ausblick

In diesem Beitrag wurde gezeigt, dass datengetriebene Vorwärtsmodelle den Zusammenhang zwischen Zustellkurve und resultierender Profilgeometrie im Drei-Rollen-Profilbiegeprozess abbilden können. Bereits mit einer begrenzten Anzahl synthetisch generierter FE-Daten lassen sich die globalen geometrischen Verläufe der Profilkonturen reproduzieren. Damit wird demonstriert, dass der Prozess algorithmisch erfassbar ist und sich für eine datengetriebene Modellierung eignet.

Die Ergebnisse zeigen, dass einfache Geometrien bereits sehr gut abgebildet werden können, während bei komplexeren Profilverläufen weitere Verbesserungen erforderlich sind. Diese Einschränkungen sind vor dem Hintergrund der derzeit vorhandenen Datenbasis sowie der aktuell ausschließlich geometriebasierten Trainingsgrößen nachvollziehbar und stellen keinen grundsätzlichen methodischen Nachteil dar.

Aufbauend auf den vorgestellten Ergebnissen ergeben sich mehrere Ansatzpunkte für weiterführende Arbeiten. Ein zentraler nächster Schritt ist neben der fortwährenden Erweiterung des synthetischen Datensatzes, die Erweiterung des Modelltrainings um zusätzliche geometrische Zielgrößen, insbesondere lokale Soll-Krümmungsverläufe, um die Prädiktionsqualität bei komplexen Geometrien zu erhöhen. Die Spline-basierte Repräsentation bietet hierfür eine geeignete mathematische Grundlage.

Die entwickelten Vorwärtsmodelle bilden somit die notwendige Grundlage für die Behandlung des inversen Problems der Prozessauslegung, bei dem ausgehend von einer gewünschten Zielgeometrie geeignete Zustellkurven bestimmt werden sollen. Die konkrete algorithmische Umsetzung dieses inversen Modells ist Gegenstand laufender und zukünftiger Arbeiten.

Darüber hinaus ist die die Übertragung der synthetisch trainierten Modelle auf reale Prozessdaten vorgesehen. Hierfür bietet sich insbesondere ein Transferlernansatz an, bei dem die im Simulationsraum erlernten Modellparameter als Initialisierung für die Anpassung an reale Messdaten dienen. In Kombination mit iterativen Mehrfachbiegungen zur geometrischen Fehlerkorrektur eröffnet sich perspektivisch der Weg zu einer robusten, datengetriebenen Prozessauslegung unter realen Fertigungsbedingungen.

Literaturverzeichnis

[1] Chatti, S.: Optimierung der Fertigungsgenauigkeit beim Profilbiegen, Diss. Fakultät Maschinenbau Uni Erlangen, Shaker Verlag 1997

[2] Tekkaya, A.E., Chatti, S.: Bending (Tubes, Profiles). In: The International Academy for Produ, Laperrière, L., Reinhart, G. (eds) CIRP Encyclopedia of Production Engineering. Springer, Berlin, 2018

[3] Engel, B., Selter, O.: Potentiale und Fertigungsstrategien zur geometrischen Gestaltung von Profilbauteilen, Umformtechnik.net, Verlag Meisenbach GmbH, 2011

[4] Kessler, T.: Krümmungsmessung und Regelung mehrstufiger Prozesse beim DreiRollen-Biegen von Profilen, Darmstadt Technische Universität, Dissertation, Shaker Verlag 2022

[5] Kessler, T, Huttel, D., Kilz, J.,Groche, P.: Profilbiegen 4.0 Roadmap für dieAutomatisierung des Drei-Rollen-Profilbiegens, 13. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt, 2018

[6] Engel, B., Forschungsprojekt Freiformbiegen (2023,17.Juli), https://www.unisiegen.de/mb/uts/lehrstuhl/forschung/freiform-biegen.html?lang=e Zitat: „Wo früher Biege-geometrien – bestehend aus mehreren konstanten Radien – eingesetzt wurden, besteht heute die Forderung auch kontinuierliche Radienverläufe zu fertigen.“

[7] Chatti, S.:Production of Profiles for lightweight structures. 1. Books on demand GmbH, 2005. – ISBN 3-8334-4929-2

[8] Schumann, M.; Groche, P.: Digitale Transformation von manuellen Prozessen – Die Rolle neuer Sensortechnologien am Beispiel des Drei-Rollen-Profilbiegens. In: ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 120 (2025) 3, S. 186–191. DOI: 10.1515/zwf-2025-1020

[9] Marbler, M.: EY Mittelstandsbarometer Dezember 2021, 2022

[10] Kubik, C.; Molitor, D.; Becker, M.; Groche, P.: Knowledge Discovery from Time Series in Engineering Applications Using Machine Learning Techniques. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 144 (2022) 9, S. 1–33, DOI:10.1115/1.4054158

[11] Cao, H. et al.: Research on the Curvature Prediction Method of Profile Roll Bending Based on Machine Learning

[12] Nikolenko, S.: Synthetic Data for Deep Learning, Springer Nature, 2021 – ISBN 3030751783

[13] Park, H.-S., & Tran-Viet, A.: "Optimization of bending sequence in roll forming using neural network and genetic algorithm." Journal of Mechanical Science and Technology, 2009

[14] Yang, G., Mori, K.I., Osakada, K.: Determination of Forming Path in Three-Roll Bending using FEM simulation and Fuzzy Reasoning,1994

[15] Chatti, S.: Optimierung der Fertigungsgenauigkeit beim Profilbiegen, Diss. Fakultät Maschinenbau Uni Erlangen, Shaker Verlag 1997

[16] Vatter, P.: Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode, Diss. Technischen Fakultät der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Meisenbach Verlag 2014

[17] Straßmann, T.: Prozeßführung für das Walzrunden auf der Basis Neuronaler Netze. Dissertation, Universität Dortmund. Shaker Verlag, Aachen 1995.

[18] Groche, P.; Kessler, T.; Hohmann, J.; Huttel, D.: Produktdatenerfassung beim Profilbiegen – Umsetzung eines Handmessgeräts zur Konturvermessung von gebogenen Profilen. In: ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, Jahrgang 114 (2019)

[19] Groth, S.: Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen. Dissertation, Universität Siegen. Shaker Verlag, Düren 2020. Reihe: Forschungsberichte des Lehrstuhls für Umformtechnik, Band 12. ISBN 978-3-8440-7775-9

[20] Vollertsen, F.; Sprenger, A.; Kraus, J.; Arnet, H.: Extrusion, channel, and profile bending: a review. In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 87 (1999), S. 1–27.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 123 – 129
https://doi.org/10.25819/ubsi/11004

Numerische Analyse des Rotationszugbiegens runder und quadratischer Rohre

Nadine Wurm[1, a *], Jonas Knoche[2,a], Daniel Nebeling[3,a] und Bernd Engel[4,a]

[1]Universität Siegen, Lehrstuhl für Umformtechnik, Breite Straße 11, 57076 Siegen, Deutschland

[a]Nadine.Wurm@uni-siegen.de, [b]Jonas.Knoche@uni-siegen.de,
[c]Daniel.Nebeling@uni-siegen.de, [d]Bernd.Engel@uni-siegen.de

Keywords: Rotationszugbiegen (RZB), Finite Elemente Methode (FEM), Spannungsverteilung, Quadratrohre, Rundrohre

Abstract. Das Rotationszugbiegen (RZB) ist ein etabliertes Verfahren zur Herstellung anspruchsvoller Rohrbögen mit engen Radien und geringen Wanddicken. In dieser Arbeit wird das Biegeverhalten von Rohren mit rundem und quadratischem Querschnitt mithilfe von Simulationsmodellen auf Basis der Finite-Elemente-Methode (FEM) untersucht. Ziel ist es, Unterschiede im Biegeverhalten beider Querschnittsformen unter nahezu identischen Biegebedingungen zu analysieren, wobei ein einheitlicher Biege- und Wanddickenfaktor als Grundlage dient. Im Fokus der Untersuchung stehen die Spannungsverteilung und die Verformungsmuster während des Biegeprozesses, mit besonderem Schwerpunkt auf dem Einspannbereich. Die Ergebnisse zeigen, dass Quadratrohre, insbesondere dünnwandige, anfälliger für Faltenbildung und das Einfallen der Flanken sind. Ihre ebenen Flächen reagieren unter den entlang des Umfangs wirkenden Spannungen anders als die der Rundrohre und stehen beim Spannen nur in den Radien in Kontakt mit den Werkzeugflächen. Folglich sind die für Rundrohre entwickelten Arbeitsdiagramme nicht direkt auf Quadratrohre übertragbar. Die Resultate verdeutlichen, dass für das Rotationszugbiegen von Quadratrohren spezifische Arbeitsdiagramme und angepasste Biegeprozesse erforderlich sind.

Einleitung

Das für den RZB-Prozess erforderliche Biegemoment wird reibschlüssig mit den Spannbacken auf das Rohr übertragen. Die an Rundrohren erforschten und validierten Arbeitsdiagramme sind nicht unmittelbar auf Quadratrohre anwendbar, weil die ebenen Flächen solcher Rohre dazu neigen, unter den entlang des Rohrumfangs wirkenden Spannungen einzufallen. Beim Spannen von Quadratrohren stehen daher nur Flächen im Bereich der Radien in Kontakt zu den Spannbacken.

Nach bekannten Biegediagrammen lassen sich Rundrohre mit einem Biegeverhältnis $B=1,5$ (Verhältnis Biegeradius zu Durchmesser bzw. Höhe des Rohres) bei einem Wanddickenfaktor $W\leq 50$ (Verhältnis Durchmesser bzw. Höhe des Rohres zu Wanddicke) auf einer RZB-Maschine biegen. Quadratrohre mit $B=1,5$ und $W=40$ können jedoch nicht gebogen werden, weil die erforderliche Kraft in der Einspannung nicht übertragen werden kann. In der Einspannung kommt es zum Kollaps des Rechteckrohrs, wie in Abbildung 1 rechts dargestellt ist.

Stand der Technik

Rechteckige Halbzeuge werden zur Herstellung zahlreicher Strukturbauteile in der Automobilindustrie sowie der Bau- und Luftfahrtindustrie eingesetzt. Zukünftig könnten zum Beispiel Bauteile für Batteriekästen aus solchen Halbzeugen gefertigt werden. Im Verhältnis zu Halbzeugen mit rundem Querschnitt sind rechteckige Querschnitte, insbesondere in dünnwandiger Form im Biegeprozess anfälliger für Faltenbildung oder für den Einfall der Flanken [1].

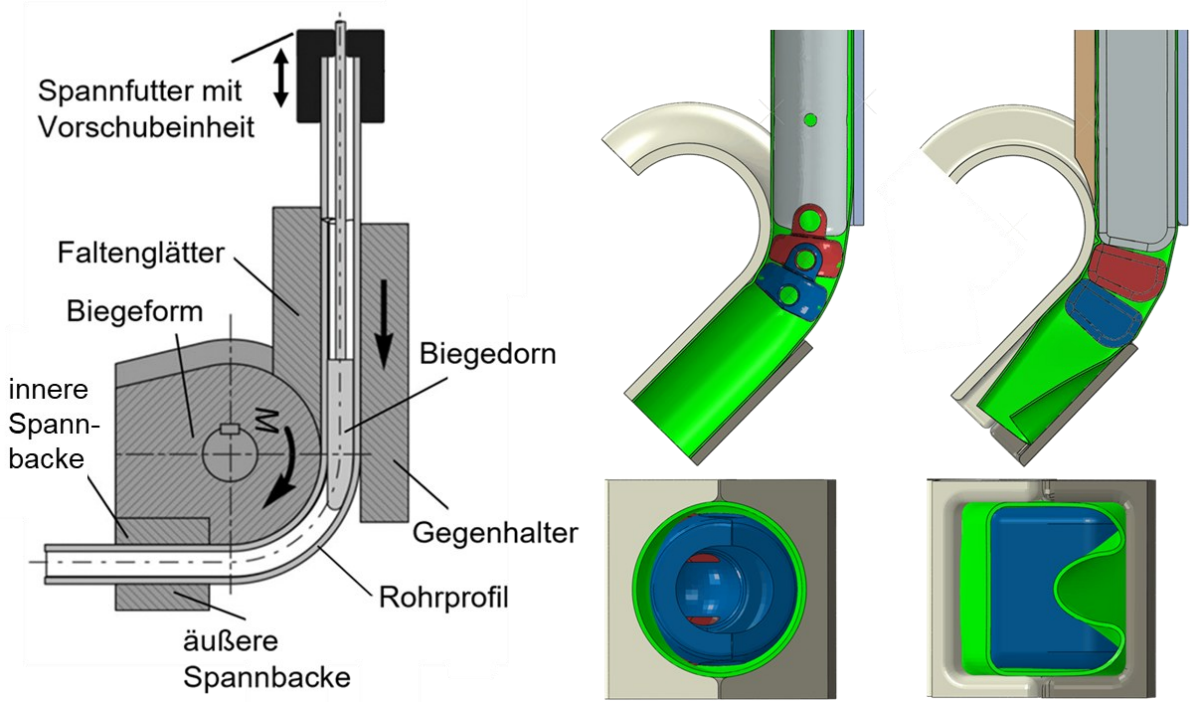


Abbildung 1: Links: Prinzip des RZB (VDI 3430). Rechts: Vergleich der Biegeaufgabe B=1,5 und W=40 für Rundrohr und Quadratrohr mit Kollaps des Quadrat-Querschnitts in der Einspannung.

Zur Erfassung der Qualitätsmerkmale sowie der Analyse der Wechselwirkungen zwischen den Prozessparametern wird sich in zahlreichen Studien auf dünnwandig gebogene Rechteckrohre fokussiert. Auf die entwickelten analytischen Modelle sowie die Betrachtung mittels der Finiten Elemente Methode (FEM) wird im Folgenden genauer eingegangen.

Es existieren analytische Modelle zur Vorhersage der Durchbiegung von Rechteckrohren, mit denen ein Zusammenhang zwischen dem Einfall des auf Zug belasteten Außensteges und der Rohrgeometrie, insbesondere der Breite, hergestellt wird [2]. Weitere Forschungsprojekte befassen sich mit der Entwicklung von FE-Modellen für den RZB-Prozess dünnwandiger Rechteckrohre. Die Wandausdünnung am Außenbogen des Profils wird bspw. durch die Wechselwirkung des Dornglied-Rohr-Abstands und der Vorschub-Geschwindigkeit des Gegenhalters negativ beeinflusst, während die Querschnittsverformung maßgeblich durch die Wechselwirkung zwischen dem Gegenhalter-Rohr-Abstand, der Anzahl der Dornglieder und der Vorschub-Geschwindigkeit des Gegenhalters beeinflusst wird [3]. Es wurde ein Modell zur Beschreibung der Tangentialspannung während des Biegeprozesses von Rechteckrohren mittels numerischer Analysen ermittelt [4]. Darüber hinaus wurde die Auswirkung des Werkzeugspalts auf die Faltenbildung untersucht. Die Wellenzahl nimmt durch Vergrößerung des Spalts zwischen Dorn und Rohr ab, während die Wellenhöhe deutlich zunimmt [5]. Die Verformung der Breite des Rechteckrohrs ist wiederum stark abhängig von der Umfangsspannung, während die Verformung der Höhe von der Umfangs- und Tangentialspannung beeinflusst wird [6]. Ebenfalls wurden Vergleiche der Verformung durch Kollabieren des Querschnitts anhand eines FE-Modells, sowie eines analytischen und experimentellen Modells angestellt. Für die experimentelle Untersuchung erfolgte die Einspannung des Rohrs unter Zuhilfenahme eines innenliegenden Spannstopfens [7].

Obwohl es bereits zahlreiche FE-Modelle zur numerischen Simulation des RZB von Rechteckrohren gibt, liegt der Fokus i.d.R. auf den geometrischen Qualitätsmerkmalen des Querschnitts im gebogenen Bereich. Der Einspannbereich, der im RZB-Prozess eine entscheidende Rolle für die Übertragung des erforderlichen Biegemoments spielt, wird numerisch mit einem ausreichend hohen Reibungskoeffizienten nach Coulomb zwischen μ=0,6-0,7 modelliert. Alternativ wird numerisch die Kontakteinstellung „rough“, mit der eine

Relativbewegung zwischen Halbzeug und Werkzeug nach erstem Kontakt unterbunden wird, verwendet [4–7]. Besonders wichtig ist die Gestaltung der Einspannung bei mehreren Biegungen an einem Bauteil, speziell wenn nur kurze Einspannlängen zwischen den Bögen zur Verfügung stehen.

Methodik

Um den Einfluss des Modellierungsansatzes zu bewerten, wurden zwei Finite-Elemente-Modelle entwickelt und unter identischen geometrischen, materialbezogenen und randbedingungsbezogenen Voraussetzungen verglichen. Die Modelle unterscheiden sich lediglich in der Querschnittsgeometrie der Halbzeuge. Für den runden Querschnitt ist der schematische Werkzeugaufbau des Modells in Abbildung 2 dargestellt.

Geometrische Modellierung. Für das FE-Modell des RZB-Prozesses wird Abaqus 2021 von Dassault Systems SIMULIA verwendet. Die Berechnung erfolgt über den expliziten Solver von Abaqus. Die vereinfachten Werkzeuge werden in der CAE-Umgebung von Abaqus mit einem Biegeverhältnis von 2 für eine Quadratrohr von 40 x 40 mm^2 mit einer Wanddicke von 2 mm und einem Außenradius von 4 mm bzw. einem Rundrohr mit Durchmesser 40 mm und Wanddicke 2 mm erstellt. Der Werkzeugspalt beträgt 0,1 mm. Alle Kannten der Werkzeuge in Kontakt mit dem Halbzeug sind mit einem 3 mm Radius versehen. Für die Diskretisierung der Werkzeuge und des Profils werden lineare Achtknotenelemente (C3D8R) verwendet. Die Werkzeuge werden mit einer Materialdicke von ca. 5 mm modelliert. Die Kantenlänge des verwendeten Netztes beträgt im Durchschnitt 1-1,5mm, in Bereichen der Radien 0,5 mm. Beim Halbzeug wird ebenfalls eine Kantenlänge von 1 mm entlang des Umfangs gewählt, über die Dicke wird die Kantenlänge zu mindestens 3 Elementen über die Materialdicke gewählt.

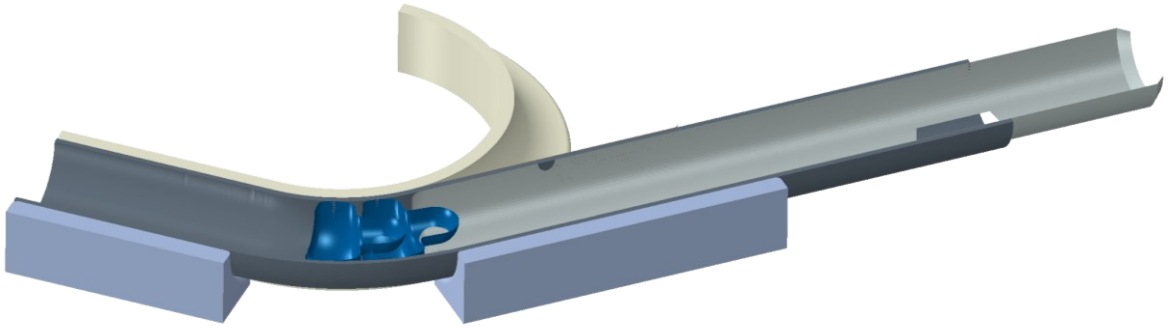


Abbildung 2: Schematische Darstellung des Werkzeugaufbaus im FEM-Modell am Beispiel des runden Halbzeugquerschnitts

Material. Sämtliche Komponenten des Modells werden als verformbare Körper abgebildet und erfordern die Definition entsprechender Materialeigenschaften. Diese werden durch das Elastizitätsmodul E, die Poissonzahl υ sowie die Dichte ρ beschrieben. Zur Abbildung des plastischen Materialverhaltens wird die Fließkurve auf der Basis der Ergebnisse des Zugversuchs mittels des SWIFT-Ansatzes gemäß Gleichung 1 approximiert und bis zu einem Umformgrad von 1 extrapoliert.

$$k_f(\varphi) = A_s \cdot (B_s + \varphi)^{C_s}. \quad (1)$$

Die wichtigsten mechanischen Eigenschaften, die für das Simulationsmodell verwendet werden, sind in Tabelle 1 aufgeführt. Den Werkzeugen wird das Material X155CRVMo12-1 mit der Werkstoffnummer 1.2379 zugeordnet. Das Profilmaterial ist X5CrNi18-10 mit der Werkstoffnummer 1.4301. Beide Materialien werden als homogen angenommen.

Tabelle 1: Mechanische Eigenschaften des Simulationsmodells [8]

Werkstoffnummer	E-Modul	Poissonzahl	Dichte	SWIFT Koeffizienten		
	E (MPa)	ν (-)	ρ (g/cm³)	A_s (-)	B_s (-)	C_s (-)
1.4301	195000	0.3	7.9	1456.1981	0.0416	0.4195
1.2379	215000	0.3	7.7	-	-	-

Randbedingungen. Die Rückseiten der Werkzeuge werden mithilfe der Constraint-Funktion „Rigid-Body“ in ihrer Bewegung gesperrt. Die Kontaktmodellierung erfolgt über einen allgemeinen Kontaktansatz („General Contact“). In den zugehörigen Interaktionseigenschaften wird das Normalverhalten als harter Kontakt modelliert, während das tangentiale Verhalten mittels eines Penalty-Ansatzes beschrieben wird. Der Reibungskoeffizient wird mit $\mu = 0{,}1$ bzw. im Spannberiech mit $\mu = 0{,}3$ angesetzt. Der Kontakt wird über insgesamt zehn Werkzeugflächen definiert, bestehend aus der Biegeformfläche, der äußeren und inneren Spannbackenfläche, der Gegenhalterfläche, der inneren und äußeren Rohrfläche, der Faltenglätterfläche, der Dornschaftfläche sowie der ersten und zweiten Dorngliedfläche. Sämtliche Kontaktflächen stehen in Wechselwirkung mit dem Rohr, wobei die Werkzeugflächen aufgrund ihrer höheren Steifigkeit als Masteroberfläche definiert sind.

Die Biegeform ist gelagert und kann um ihre Mittelachse rotieren, wodurch die reale Kinematik des Biegeprozesses abgebildet wird. Die Spannbacke ist ebenfalls gelagert und wird über einen geschwindigkeitsgesteuerten Translator kontrolliert in Richtung der Biegeform verfahren. Der Gegenhalter wird analog über einen geschwindigkeitsgesteuerten Translator an das Halbzeug herangeführt und anschließend in seiner Position gehalten, um die Gegenkraft der Biegung aufzunehmen. Der Faltenglätter ist in seiner Position fixiert.

Der Dorn ist entlang der mittleren Dornachse gelagert, wobei der Freiheitsgrad in Vorschubrichtung des Profils gesperrt ist, um eine axiale Relativbewegung zwischen Dorn und Rohr zu vermeiden. Das erste Dornglied ist über einen Hinge-Connector mit dem Dornschaft verbunden. Die Bewegung des Connectors wird mittels einer Coupling-Constraint auf das Dornglied übertragen. Das zweite Dornglied ist unter identischen Randbedingungen an das erste Dornglied gekoppelt. Das freie Ende des Halbzeugs wird als unbelastet angenommen, sodass keine zusätzlichen Zwangsbedingungen in den Umformprozess eingebracht werden. Die Zusammenfassung des FEM-Modelsetups ist in Tabelle 2 zusammengefasst.

Prozessparameter. Die Ansteuerung erfolgt in allen Prozessschritten weggesteuert und wird jeweils über eine Smooth-Step-Rampe angefahren und beendet, um sprunghafte Last- und Geschwindigkeitsänderungen zu vermeiden. Der Prozess wird zunächst über einen Zeitschritt von 0,1 s für den Spannvorgang abgebildet. Hierfür wird die äußere Spannbacke in Richtung der inneren Spannbacke verfahren, um das vordere Halbzeugende zu spannen. Dies führt im Bereich der Einspannung zu einem Spannungszustand, der gemäß der von-Mises-Vergleichsspannungshypothese gerade noch dem elastischen Bereich zuzuordnen ist.

Der anschließende Rotationsschritt besitzt eine Dauer von 1 s bei einer konstanten Rotationsgeschwindigkeit von $0{,}5\pi$. Im dritten Zeitschritt werden die Werkzeuge innerhalb von 0,1 s entlastet. Sämtliche Prozessschritte werden unter Verwendung eines Massenskalierungsfaktors von 1000 durchgeführt.

Tabelle 2: FEM-Modellsetup

Komponente	Lagerung/ Ansteuerung	Freie Freiheitsgrade	gesperrte Freiheitsgrade/ Annahmen	Begründung
Biegeform	gelagert	Rotation um Mittelachse	Translation	Abbildung der realen Biegekinematik
Spannbacke	Gelagert, geschwindigkeitsgesteuerter Translator	Translation in Spannrichtung	Übrige Freiheitsgrade	Kontrolliertes Spannen des Profils
Gegenhalter	geschwindigkeitsgesteuerter Translator	Translation bis Kontakt	Fixierung nach Positionierung	Aufnahme Gegenkraft Biegung
Faltenglätter	Fixiert	-	Alle Freiheitsgrade	Stabilisierung der Profilgeometrie
Dornschaft	Gelagert entlang der Dornachse	Translation in Spannrichtung und orthogonal zur Biegeebene	Translation in Vorschubrichtung des Profils, Rotation	Vermeidung axialer Relativbewegung
Dornglied 1	Hinge-Connector zum Dornschaft	Rotation um das Gelenk	Translation	Anpassung an lokale Profilkrümmung
Dornglied 2	Hinge-Connector zum ersten Dornglied	Rotation um das Gelenk	Translation	Anpassung an lokale Profilkrümmung
Halbzeug	-	Frei deformierbar	Keine Zwangsbedingungen	Realistische Abbildung des Umformprozesses

Die Auswertung der Simulationsergebnisse erfolgt zweistufig. Die Spannungsverteilung wird direkt aus Abaqus extrahiert. Die Analyse der Profildeformation wird auf Grundlage der exportierten Netzgeometrie in der Software GOM Inspect durchgeführt. Die externe geometrische Auswertung ermöglicht eine konsistente Bestimmung der Rohrabweichungen auf Basis der aus der Finiten-Elemente-Simulation exportierten Daten.

Ergebnisse

Für das Spannen von Rohren wurde das von Hinkel in Abbildung 3 links dargestellte Prozessfenster berechnet. Es bezieht sich auf das Spannen von Rundrohren aus dem Werkstoff X5CrNi18-10 mit einem Durchmesser von 40 mm und einer Wanddicke von 2 mm. Die Grenzen SA, SB, SC und SD geben die von der Spannbacke übertragbare Zugkraft in Abhängigkeit der anliegenden Spannkraft, unter Berücksichtigung unterschiedlicher Reibbeiwerte, an. Das Prozessfenster wurde erfolgreich am Rundrohrquerschnitt validiert, zeigte jedoch in eigenen Vorarbeiten bei der Anwendung auf rechteckige Querschnitte erhebliche Abweichungen.

Im Vergleich zum runden Querschnitt verhält sich der quadratische Querschnitt bedeutend instabiler und neigt an den Außenflanken zum Einfall. Es stellt sich bereits beim Spannen ein nahezu linienförmiger Kontaktbereich zwischen Rohr und Spannbacken ein, in dem sich lokal sehr hohe Kontaktnormalspannungen ausbilden, vgl. Abbildung 3 rechts. Die deutliche Reduktion der Kontaktfläche führt bei gleichbleibender Spannkraft zu einer erheblichen lokalen Belastungssteigerung des Quadratrohrs.

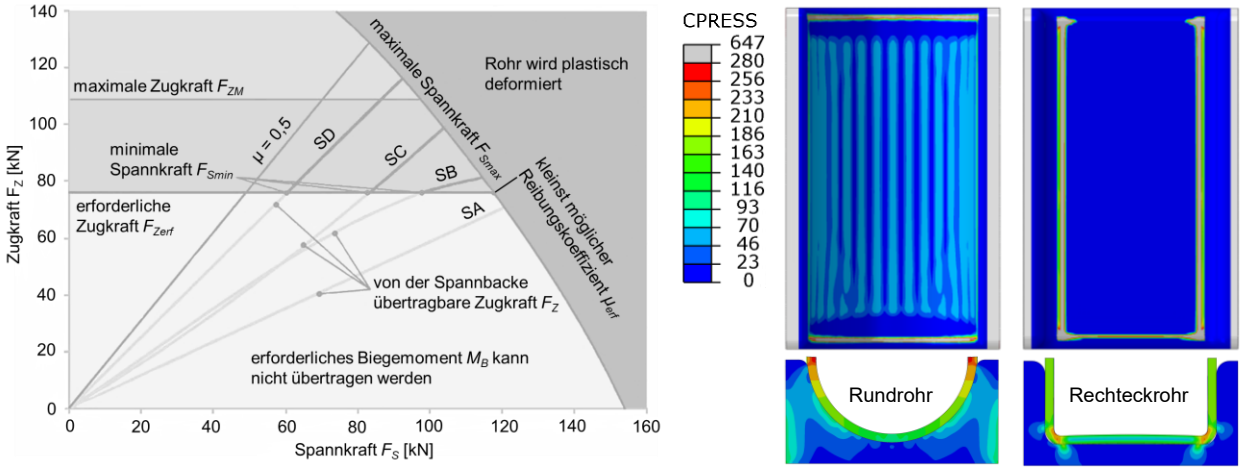


Abbildung 3: Links: Prozessfenster für das Spannen von Rundrohren beim RZB unter Berücksichtigung der Reibbeiwerte für den Werkstoff X5CrNi18-10 mit einem Durchmesser von 40 mm und einer Wanddicke von 2mm [9]. Rechts: Vergleich der Kontaktnormalspannungsverteilung beim Spannen von Rund- und Quadratrohr Durchmesser bzw. Kantenlänge 40 mm und Wanddicke 2 mm.

Die Kontaktflächen beider Querschnitte verringern sich während der Biegung im Bereich der Spannbacken und des Gegenhalters zusätzlich. Die Werkzeuge verlieren den Kontakt zum Rundrohr in Richtung der Umformzone jeweils in Form einer halbkreisförmigen Fläche, wie in Abbildung 4 links oben dargestellt ist.

Für die Kontaktfläche des Gegenhalters hat Heftrich [10] dies bereits in der Untersuchung zu reduzierten Werkzeugflächen beim RZB gezeigt (vgl. Abbildung 4 rechts).

Auch beim Quadratrohr wird in diesem Bereich der Werkzeuge ein weiterer Verlust der Kontaktfläche deutlich, wie in Abbildung 4 links unten gezeigt wird.

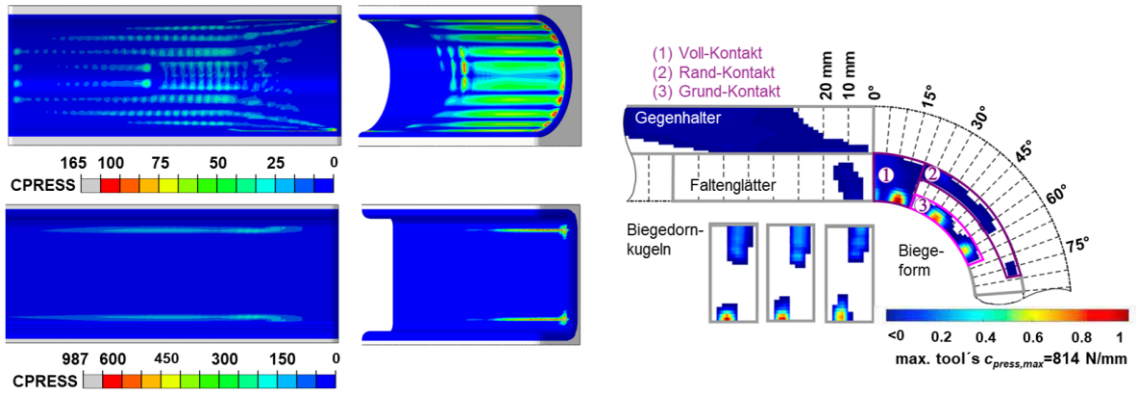


Abbildung 4: Links: Vergleich der Kontaktnormalspannungsverteilung an Spannbacke und Gegenhalter beim Biegen von Rund- und Quadratrohr B=2, W=20 und Biegewinkel 36°. Rechts: Kontaktnormalspannungsverteilung an den Werkzeugen beim RZB [10].

Zusammenfassung

Der Halbzeugquerschnitt hat einen entscheidenden Einfluss auf die Werkzeugkontaktflächen und den Materialfluss während des Umformprozesses. Während der runde Querschnitt beim Spannen zu einer flächigen und gleichmäßigen Belastung führt, entsteht beim quadratischen Querschnitt überwiegend eine linienförmige Belastung in den Randzonen. Darüber hinaus verringert die im Prozess überlagerte Biegebeanspruchung die effektive Kontaktfläche weiter: Beim runden Querschnitt reduziert sie sich im Übergang zum gebogenen Bereich um eine halbkreisförmige Fläche, während sie beim quadratischen Querschnitt in dieser Region etwa auf die Hälfte der Linienkontaktfläche abnimmt.

Mithilfe von FE-Simulationen können die Auswirkungen unterschiedlicher Halbzeugquerschnitte auf die Spannungsverteilung sowie mögliche Querschnittsdeformationen quantitativ untersucht und miteinander verglichen werden. Dadurch lassen sich Unterschiede im Beanspruchungsverhalten infolge geometrischer Variationen systematisch erfassen und vergleichen. Für eine belastbare qualitative Bewertung der Ergebnisse ist jedoch eine experimentelle Validierung der Modelle erforderlich. Die Daraus gewonnenen Erkenntnisse können anschließend in einer prozesssicheren und belastungsgerechten Auslegung der Werkzeuge einfließen.

Literaturverzeichnis

[1] Ancellotti S, Benedetti M, Fontanari V, Slaghenaufi S, Tassan M. Rotary draw bending of rectangular tubes using a novel parallelepiped elastic mandrel. Int J Adv Manuf Technol 2016;85(5-8):1089–103. https://doi.org/10.1007/s00170-015-8000-7.

[2] Paulsen F, Welo T. Cross-sectional deformations of rectangular hollow sections in bending: Part II - analytical models. International Journal of Mechanical Sciences 2001(43):131–52. https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00107-1.

[3] Li HP, Liu YL, Zhu YX, Yang H. Global sensitivity analysis and coupling effects of forming parameters on wall thinning and cross-sectional distortion of rotary draw bending of thin-walled rectangular tube with small bending radius. Int J Adv Manuf Technol 2014;74(5-8):581–9. https://doi.org/10.1007/s00170-014-6014-1.

[4] Zhao G, Liu Y, Yang L, LU C, Gu R. Three-dimensional finite-elements modeling and simulation of rotary-draw bending process for thin-walled rectangular tube. Materials Science and Engineering A 2009:257–61.

[5] Zhao G, Liu Y, Yang H. Effect of clearance on wrinkling of thin-walled rectangular tube in rotary draw bending process. Int J Adv Manuf Technol 2010(50):85–92. https://doi.org/10.1007/s00170-009-2508-7.

[6] Shen H, Liu H, Qi H, Yang H, Zhou S. Relations between the stress components and cross-sectional distortion of thin-walled rectangular waveguide tube in rotary draw bending process. Int J Adv Manuf Technol 2013(68):651–62. https://doi.org/10.1007/s00170-013-4786-3.

[7] Liu K, Liu Y, Yang H. An analytical model for the collapsing deformation of thin-walled rectangular tube in rotary draw bending. Int J Adv Manuf Technol 2013(69):627–36. https://doi.org/10.1007/s00170-013-5042-6.

[8] Groth S. Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen. Düren: Shaker Verlag; 2020.

[9] Hinkel M (ed.). Prozessfenster für das Spannen von Rohrprofilen beim Rotationszugbiegen unter Berücksichtigung der Tribologie. Shaker Verlag; 2013.

[10] Heftrich C, Steinheimer R, Engel B. Rotary-draw-bending using tools with reduced geometries. Procedia Manufacturing 2018;15:804–11. https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.07.410.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 131 – 138
https://doi.org/10.25819/ubsi/11005

Entscheidungsfindung zur Rekonfiguration von Umformwerkzeugen mit Künstlicher Intelligenz

Maximilian Schmidt[1, a *] und Bernd Engel [2,b]

[1,2]Lehrstuhl für Umformtechnik (UTS), Universität Siegen, Breite Straße 11, 57076 Siegen, Deutschland

[a*]maximilian.schmidt@uni-siegen.de, [b]bernd.engel@uni-siegen.de

Keywords: fuzzy-logic, case-based reasoning, decision-making, reconfiguration

Abstract. Unsicherheiten und Störungen an Umformwerkzeugen wirken sich negativ auf die Produktion aus. Um eine robuste und flexible Produktion sicherzustellen, werden resiliente und rekonfigurierbare Fertigungssysteme benötigt. Die vorliegende Arbeit präsentiert ein bereits getestetes Vorgehen mit Fuzzy-Logik und Case-Based Reasoning (CBR) für Umformwerkzeuge, in diesem Fall ein mehrstufiges Werkzeug einer Transferpresse. Diese zugrunde liegenden Methode erkennt Fehlersituationen und schlägt dem Bediener Maßnahmen zur Rekonfiguration vor, um angemessen auf die jeweilige Situation reagieren zu können. Die Nutzung von Maschinen- und Sensordaten in Verbindung mit Expertenwissen, das beim Aufbau von Zugehörigkeitsfunktionen, Fuzzy-Regeln und Case-Based Reasoning eingesetzt wird, ermöglicht die frühzeitige Erkennung, Identifikation und Beseitigung von Fehlern im Produktionsprozess. Die Leistungsfähigkeit des Dienstes wird anhand eines Benchmarks quantifiziert.

Einführung

Durch die Covid-19-Pandemie kam es zur schnellen und weitreichenden Störung der industriellen Produktion. Infolgedessen entstanden Engpässe bei der Verfügbarkeit von Arbeitskräften und Materiallieferungen, und die Produktnachfrage veränderte sich. Im Maschinen- und Fahrzeugbau sowie in der metallverarbeitenden Industrie berichteten 77 % der Unternehmen über erhebliche Produktionsverluste [1]. Diese Unsicherheiten und Störungen haben die Notwendigkeit resilienter und rekonfigurierbarer Systeme auf den Ebenen der industriellen Produktion verdeutlicht [2].

Resilienz beschreibt dabei die Fähigkeit eines Produktionssystems, Störungen frühzeitig zu erkennen, deren Auswirkungen zu begrenzen und den Produktionsprozess möglichst schnell in einen stabilen Betriebszustand zurückzuführen. Rekonfigurierbare Systeme ermöglichen darüber hinaus eine gezielte Anpassung von Prozessen, Ressourcen oder Parametern, um flexibel auf veränderte Randbedingungen oder Fehlersituationen reagieren zu können. Damit bilden Resilienz und Rekonfigurierbarkeit zentrale Voraussetzungen für eine robuste und wandlungsfähige Produktion [2].

Die Rekonfiguration von Produktionsprozessen ist eine komplexe Aufgabe, die ein hohes Maß an spezifischem Prozesswissen erfordert. Dieses Wissen nimmt bekanntermaßen mit der Erfahrung zu und hängt stark von der jeweiligen Person sowie von der Komplexität der Aufgabe ab [3].

Im Kontext der Metallumformung stellt die Einstellung von Werkzeugen einen komplexen Prozess dar, dessen Dauer und Vorgehensweise von der individuellen Erfahrung und den Fähigkeiten der Arbeitskraft abhängen [4]. Diese Erfahrung ist auch bei tiefgezogenen napfförmigen Produkten aus kaltgewalztem Blech erforderlich, die in mehreren Tiefziehstufen hergestellt werden. Das Tiefziehen ist ein weit verbreitetes Umformverfahren zur Herstellung von Blechbauteilen. Dabei wird ein Blech auf die Matrize gelegt und durch den Niederhalter eine definierte Kraft aufgebracht [5]. Die Formgebung erfolgt indem ein Stempel das Blech durch die Matrize zieht. Das Erkennen des Bedarfs für Rekonfiguration (z. B. die Detektion

von Fehlern) sowie die Rekonfiguration eines solchen Systems selbst sind komplexe Aufgaben. Der Ansatz kombiniert die sprachliche Interpretierbarkeit der Fuzzy-Logik mit der systematischen Wissensspeicherung durch Case-Based Reasoning nach Kolonder [6]. Durch die Verwendung transparenter, für Menschen lesbarer Regeln zusammen mit einer strukturierten Fallbasis liefert die Methode klare und vertrauenswürdige Entscheidungsbegründungen, während Expertenwissen für zukünftige Rekonfigurationen erfasst und erhalten wird. Diese Studie untersucht, ob ein System auf Basis von Fuzzy-Logik und Case-Based Reasoning Fehlerszenarien im industriellen Umfeld einer Transferpresse mit mehrstufigen Tiefziehwerkzeug einem Erfüllungsgrad von über 50% erkennen und Rekonfigurationen empfehlen kann, die die Resilienz der Anlagen stärken.

Ziel

Diese Studie widmet sich der Erprobung des bereits im Labormaßstab getesteten Fuzzy-CBR [7] zur Identifizierung von Fehlern und Unterstützung zur Findung von Maßnahme zur Behebung (Rekonfiguration). Der Vorgang beim Case-Based-Reasoning wird in der Abbildung 1 dargestellt. Wissensbasierte Ansätze wie Case-Based Reasoning (CBR) sind dagegen auf die Wiederverwendung dokumentierter Erfahrungsfälle ausgelegt und erlauben eine schrittweise Erweiterung der Wissensbasis. Durch die Kombination mit Fuzzy-Logik können harte Schwellwerte vermieden und Unsicherheiten in Messwerten linguistisch (z.B. „niedrig“, „normal“, „hoch“) interpretiert werden.

Während rein datengetriebene Verfahren häufig eine hohe Klassifikationsleistung erreichen können, ist ihre Entscheidung für Fachpersonal nicht immer unmittelbar prüfbar. Durch die Anwendung der genannten Methoden im industriellen Umfeld der Produktion von zylindrischen Bauteilen aus kaltgewalztem Stahl mit einem mehrstufigen Pressenwerkzeug soll der regelbasierte Ansatz mit linguistischen Termen eine direkte fachliche Diskussion erlauben: Welche Merkmale sind relevant? Welche Grenzbereiche sind plausibel? Welche Maßnahme zur Rekonfiguration folgt aus dem Fehlerbild? Und damit die Entscheidungsfindung zur Rekonfiguration aktiv und nachvollziehbar unterstützen.

Stand der Technik

Rekonfiguration in mehrstufigen Umformprozessen. Rekonfiguration kann allgemein als Anpassung eines Produktionssystems an veränderte interne oder externe Bedingungen verstanden werden. In mehrstufigen Umformprozessen betrifft dies typischerweise die Korrektur von Werkzeug- und Prozesszuständen, um Maßhaltigkeit, Bauteilqualität und Prozesssicherheit wiederherzustellen. Auf Ressourcenebene steht dabei nicht die globale Produktionsplanung, sondern die konkrete Wechselwirkung zwischen Werkzeug, Maschine, Material und Bedienhandlung im Vordergrund [3].

Typische Auslöser einer Rekonfiguration sind Bauteilversatz, Verschleiß an aktiven Werkzeugflächen, Änderungen im Schmierzustand, Druckverlust in Gasdruckfedern, geometrische Abweichungen einzelner Werkzeugelemente oder veränderte Materialeigenschaften. In der Praxis werden solche Abweichungen zunächst über Bauteilfehler oder Maschinenmeldungen sichtbar. Ohne zusätzliche Prozessinformationen ist die Rückführung auf die Ursache jedoch oft mehrdeutig. Daraus ergibt sich der Bedarf an einer prozessnahen Fehlererkennung, die Messdaten und Expertenwissen kombiniert.

Interpretierbare KI für industrielle Entscheidungsunterstützung. Datengetriebene Klassifikatoren wie Random Forest, Support Vector Machines oder Gradient-Boosting-Verfahren können Prozesszustände auf Basis gelabelter Daten klassifizieren. Ihre Leistungsfähigkeit hängt jedoch von repräsentativen Trainingsdaten ab. Gerade seltene Fehlerzustände sind in industriellen Produktionsumgebungen oft nur begrenzt verfügbar, da sie aus Qualitäts- und Sicherheitsgründen nicht beliebig provoziert werden können [8]. Zusätzlich können Modellgüte und Entscheidungsgrenzen durch Prozessdrift beeinflusst werden [9].

Interpretierbare wissensbasierte Verfahren verfolgen einen anderen Schwerpunkt. Sie bilden Expertenwissen explizit ab und erlauben die Nachvollziehbarkeit einzelner Entscheidungen. Fuzzy-Logik ist für unscharfe technische Grenzbereiche geeignet, weil sie graduelle Zugehörigkeiten anstelle harter Schwellen modelliert [5]. Case-Based Reasoning adressiert die Wiederverwendung dokumentierter Erfahrungsfälle und unterstützt die schrittweise Erweiterung einer Wissensbasis [6,7]. Die Kombination beider Ansätze ist daher für industrielle Rekonfigurationsentscheidungen geeignet, bei denen sowohl Unsicherheit als auch Erfahrungswissen eine zentrale Rolle spielen.

Methodik: Fuzzy Case-based Reasoning

Prozessdaten. Ausgangspunkt des Ansatzes sind zyklusbezogene Prozessdaten eines instrumentierten Umformwerkzeugs. Die Rohsignale werden vorverarbeitet, segmentiert und zu Merkmalen verdichtet. Beispiele sind maximale Umformkräfte, Rückhubkräfte, Druckniveaus in Gasdruckfedern, Druckanstiege, charakteristische Signalbereiche sowie zeitliche oder hubbezogene Positionen von Signalereignissen. Die Merkmalsbildung reduziert die Komplexität der Zeitreihen und stellt prozessnahe Eingangsgrößen für die Fuzzifizierung bereit.

Die Auswahl der Merkmale erfolgt nicht rein statistisch, sondern auf Basis des physikalischen Prozessverständnisses. Für einen Druckverlust in einer Gasdruckfeder sind beispielsweise druckbezogene Kennwerte und die daraus resultierenden Kraftsignaturen relevant. Für geometrische Abweichungen können hingegen Signalform, Kraftanstieg, Phasenlage oder Residuen gegenüber einem erwarteten Normalverlauf entscheidend sein. Die Merkmalsdefinition ist damit ein wesentlicher Bestandteil des Engineering-Prozesses.

Fuzzifizierung und Zugehörigkeitsfunktionen. Ein Sensor- oder Maschinenmerkmal x wird über eine Zugehörigkeitsfunktion μ in einen Zugehörigkeitsgrad zwischen 0 und 1 überführt. Dadurch können scharfe Grenzwerte durch linguistische Terme wie „niedrig“, „normal“, „erhöht“ oder „hoch“ ersetzt werden [10]. Für industrielle Prozessdaten ist dies vorteilhaft, weil Messwerte durch Materialstreuung, Schmierung, Temperatur und Werkzeugzustand natürliche Übergangsbereiche aufweisen.

$$\mu_A: X \to [0,1], x \to \mu_A(x) \tag{1}$$

Die Zugehörigkeitsfunktionen können initial aus Messdaten abgeleitet und anschließend durch Expertenwissen angepasst werden. In der Anwendung sind trapezförmige Funktionen zweckmäßig, da sie stabile Plateau-Bereiche und definierte Übergangszonen abbilden. Damit wird verhindert, dass geringe Messwertschwankungen unmittelbar zu instabilen Klassenwechseln führen. Gleichzeitig bleiben die Grenzen für Prozessexperten nachvollziehbar und können im Betrieb gezielt nachgeschärft werden.

Regelbewertung Fallauswahl. Ein Fall wird als Fuzzy-Regel formuliert. Die Regel kann beispielsweise lauten: WENN Druckniveau niedrig UND maximale Kraft erhöht UND Rückhubsignatur verändert, DANN Störungsklasse Druckverlust mit zugehöriger Rekonfigurationsaufgabe. Für jede Regel i wird der Erfüllungsgrad F_i konservativ über den min-Operator aus den Zugehörigkeitsgraden der gewählten Therme berechnet:

$$F_i = \min(\mu_{i,1}, \mu_{i,2}, \dots \mu_{i,n}) \tag{2}$$

Die Diagnose ergibt sich aus der Regel bzw. dem Fall mit dem höchsten Erfüllungsgrad. Ein Mindest-Erfüllungsgrad kann zusätzlich als Plausibilitätsgrenze genutzt werden. Anders als bei klassischen Fuzzy-Reglern wird kein scharfes Ausgangssignal defuzzifiziert; die Regelbewertung dient hier als Entscheidungsunterstützung und als Begründung der empfohlenen Rekonfiguration [11].

Case-Based-Reasoning. Case-Based Reasoning beschreibt das Wiederverwenden dokumentierter Erfahrungsfälle nach dem Zyklus von RETRIEVE, REUSE, REVISE UND RETAIN [6]. Im vorliegenden Ansatz besteht ein Fall aus (i) der fuzzyfizierten Beschreibung relevanter Prozessmerkmale, (ii) einer Regel zur Bewertung der Störungsklasse und (iii) einer Rekonfigurationsaufgabe. Neue Beobachtungen können nach Expertenprüfung in die Fallbasis übernommen werden. Die Fallbasis wird damit als Living Knowledge Base verstanden, die Normalvarianten und zusätzliche Fehlerbilder im Betrieb schrittweise integriert (siehe Abbildung 1).

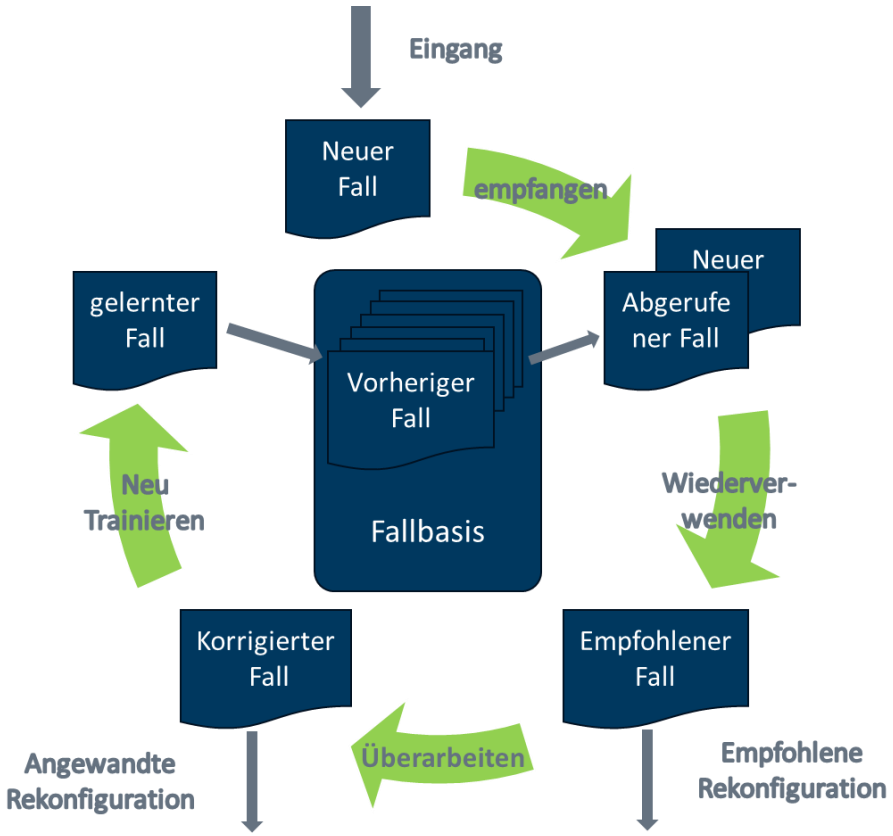


Abbildung 1: Fallbasierter Entscheidungszyklus nach Kolonder[6]

Entscheidungslogik und Schwellenwerte. Die Ausgabe des Systems besteht aus der wahrscheinlichsten Diagnose, dem zugehörigen Erfüllungsgrad und einer Rekonfigurationsempfehlung. Für die operative Nutzung ist zusätzlich eine Entscheidungslogik erforderlich, die zwischen freier Fortsetzung, Warnung, Expertenprüfung und Produktionsstopp unterscheidet. Ein solcher Mechanismus verhindert, dass jeder geringe Regelunterschied unmittelbar eine harte Reaktion auslöst.

Eine mögliche Logik ist dreistufig: Liegt der maximale Erfüllungsgrad eines Normalfalls hoch und deutlich über allen Störfällen, wird der Prozess nicht unterbrochen. Liegt eine Störregel oberhalb einer definierten Warnschwelle, wird ein Hinweis mit Rekonfigurationsaufgabe ausgegeben. Liegt keine Regel eindeutig vor oder konkurrieren mehrere Fälle mit ähnlichen Erfüllungsgraden, wird der Zustand als unbestimmt markiert und an eine Expertenprüfung übergeben. Diese Zwischenklasse ist für industrielle Systeme wichtig, weil sie Fehlentscheidungen bei unbekannten Zuständen reduziert.

Versuchsaufbau

Die Validierung erfolgte an einer industriellen Transferpressenlinie mit mehrstufigem Umformwerkzeug mit folgenden Verfahren: Stanzen, Tiefzeihen, Prägen und Abstreckgleitziehen. Das Werkzeug wurde mit zusätzlicher Sensorik instrumentiert, um relevante Prozessgrößen während des Umformvorgangs zu erfassen. In der ersten Tiefziehstufe

wurde an der Aufnahme des Umformstempels eine DMS-Vollbrücke des Typs HBM 1-XY71-6/350 angebracht. Zusätzlich wurde in einer mittleren Tiefziehstufe ein Kraftmessring des Typs HBM K-KMR+-300K-05M0-Y unter dem Umformstempel eingebaut. In dieser Stufe ist die Einbauhöhe besonders relevant, da sie die resultierende Bauteilgeometrie sowie den Prozessverlauf beeinflusst. Ergänzend wurden Drucksensoren in ausgewählten Gasdruckfedern der Niederhalter und Auswerfer eingesetzt, um die Druckverläufe während des Prozesses zu erfassen. Die Messdaten wurden zyklusbezogen aufgezeichnet, vorverarbeitet und zu charakteristischen Merkmalen verdichtet. Dazu zählen unter anderem Maximalwerte, Rückhubanteile, Druckanstiege und relevante Signalbereiche. Diese Merkmale dienen anschließend als Eingang für die Fuzzifizierung und die Fallbewertung.

Die Validierung umfasste drei Szenariogruppen. Während der Normalproduktion wurden mehrere Produktionstage ohne gezielten Eingriff erfasst. Für definierte Störungen wurde der Druck einzelner Gasdruckfedern schrittweise reduziert (siehe Abbildung 2). Zusätzlich wurden geometrische Abweichungen durch eine definierte Höhenveränderung eines Umformstempels erzeugt (siehe Tabelle 1). Alle Eingriffe wurden so gewählt, dass keine Schädigung des Werkzeugs provoziert wurde.

Tabelle 1: Übersicht der gewählten Szenarien

Szenario	**Normalproduktion**	**Druckreduktion Gasdruckfeder**	**Geometrische Abweichung**
Eingriff / Störung	Keine gezielte Störung	Schrittweise Druckreduktion von Gasdruckfedern	Definierte Höhenabweichung des Umformstempels +/- 0,5 mm
Ort	-	Sensorstufe 1 bis 4	Sensorstufe Nr. 2
Umfang	3 Produktionstage	12 x 30 min	2 x 30 min
Ziel der Auswertung	Bewertung fehlerfreier Prozessvarianten	Bewertung klarer stufenspezifischer Signaturen	Bewertung schwächer ausgeprägter geometrischer Effekte

Für den Benchmark wurden die Daten je Szenario klassifiziert und mit datengetriebenen Verfahren verglichen. Als Bewertungsgröße dient der Anteil korrekter Klassifikationen. Für Fuzzy-CBR wird zusätzlich der mittlere Regelerfüllungsgrad angegeben. Dieser Wert ist für die Interpretation wichtig, weil eine korrekte Klassifikation mit niedrigem Erfüllungsgrad auf unzureichend modellierte Normalvarianten oder eine schwache Trennschärfe hinweisen kann. Die Validierung wurde bewusst auf Störungen begrenzt, die unter Produktionsbedingungen sicher provoziert werden konnten. Damit bildet der Versuchsplan nicht alle möglichen Fehlerzustände eines Umformwerkzeugs ab, erlaubt aber eine belastbare Bewertung der Machbarkeit unter realen Randbedingungen. Die Übertragbarkeit auf weitere Fehlerbilder hängt von der jeweiligen Sensorik, der Merkmalsbildung und der Erweiterung der Fallbasis ab.

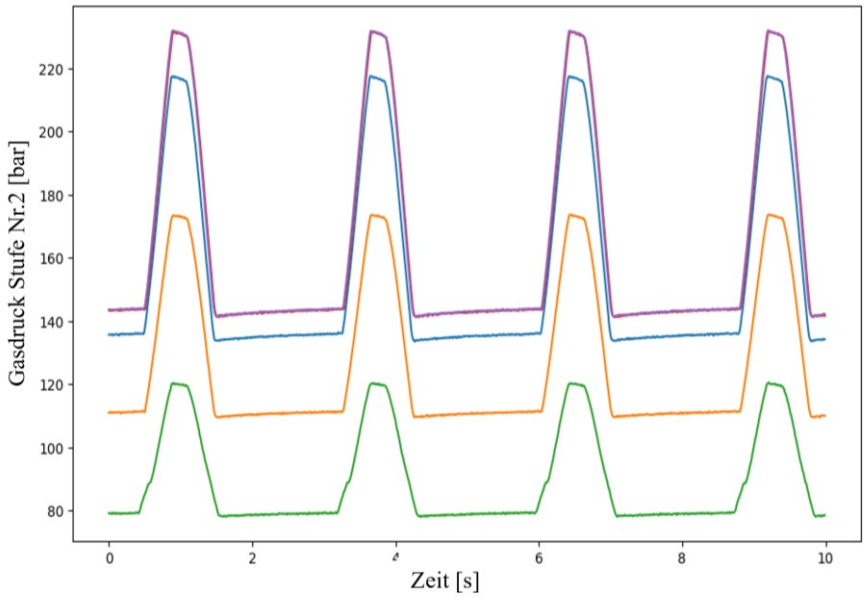


Abbildung 2: Exemplarischer Auszug der Sensordaten der Stufe Nr.2 bei dem Szenario zur Gasreduktion

Ergebnisse

Als Bewertungsgröße wird der Anteil korrekter Klassifikationen verwendet. Darüber hinaus wird der mittlere Regelerfüllungsgrad angegeben, da dieser eine Aussage über die Stärke der passenden Regel und damit über die diagnostische Sicherheit ermöglicht (siehe Tabelle 2).

Tabelle 2: Ergebnisbereiche für die verschiedenen Szenarien mit dem Anteil an korrekten Klassifikationen und dem durchschnittlichen Erfüllungsgrad

Test	Korrekte Klassifikation	Ø Erfüllungsgrad
Normalproduktion 1	1,00	0,49
Normalproduktion 2	1,00	0,44
Normalproduktion 3	1,00	0,46
Druckreduktion Nr.1 1	1,00	0,79
Druckreduktion Nr.1 2	1,00	0,89
Druckreduktion Nr.1 3	1,00	0,85
Druckreduktion Nr.1 4	1,00	0,87
Druckreduktion Nr.2 1	1,00	0,86
Druckreduktion Nr.2 2	1,00	0,80
Druckreduktion Nr.2 3	1,00	0,83
Druckreduktion Nr.3 1	1,00	0,86
Druckreduktion Nr.3 2	1,00	0,76
Druckreduktion Nr.3 3	1,00	0,65
Druckreduktion Nr.4 1	1,00	0,79
Druckreduktion Nr.4 2	0,92	0,60
Geometrische Abweichung + 0,5 mm	0,76	0,70
Geometrische Abweichung – 0,5 mm	0,58	0,45

Im Normalbetrieb klassifiziert Fuzzy-CBR alle Testabschnitte korrekt. Die mittleren Erfüllungsgrade zwischen 0,44 und 0,49 zeigen jedoch, dass der fehlerfreie Prozesszustand in der aktuellen Fallbasis eher konservativ modelliert ist. Dies ist methodisch relevant: Eine korrekte Klassifikation mit mittlerem Erfüllungsgrad kann auf fehlende Normalvarianten oder zu enge Zugehörigkeitsfunktionen hinweisen. Für den Betrieb bedeutet dies, dass

Normalzustände aus unterschiedlichen Material-, Schmier- und Werkzeugzuständen systematisch nachgeführt werden sollten.

Bei der Gasfeder-Druckreduktion erreicht Fuzzy-CBR in nahezu allen Einzeltests eine perfekte Klassifikation; lediglich ein Test liegt mit 0,92 geringfügig darunter. Gleichzeitig sind die Erfüllungsgrade mit 0,60 bis 0,89 deutlich höher als im Normalbetrieb. Dies weist darauf hin, dass der Druckabfall eine klare stufenspezifische Signatur in den verwendeten Merkmalen erzeugt.

Die geometrische Abweichung stellt die anspruchsvollste Fehlerklasse dar. Fuzzy-CBR erreicht in den zwei Tests Klassifikationsraten von 0,76 bzw. 0,58. Daraus folgt, dass die aktuell gewählten Merkmale geometrische Abweichungen nur eingeschränkt eindeutig abbilden. Für diese Fehlerklasse sind zusätzliche stufenbezogene Kenngrößen, Residuen zu erwarteten Signalverläufen oder eine feinere Beschreibung lokaler Signalformen erforderlich

Diskussion

Die Ergebnisse zeigen, dass Fuzzy-CBR für die Entscheidungsfindung auf Ressourcenebene insbesondere dann geeignet ist, wenn Störungen charakteristische Signaturen in den verfügbaren Prozessmerkmalen erzeugen. Dies trifft im vorliegenden Validierungsumfang besonders auf die Gasfeder-Druckreduktion zu. Die hohe Klassifikationsleistung ist dabei nicht allein entscheidend; wesentlich ist, dass die zugrunde liegenden Regeln explizit vorliegen und von Prozessexperten geprüft werden können.

Gegenüber rein datengetriebenen Klassifikatoren besitzt der Ansatz drei praktische Vorteile. Erstens ist die Entscheidung interpretierbar, da die erfüllten Terme und Regeln nachvollzogen werden können. Zweitens kann die Fallbasis auch bei begrenzter Menge an Fehlerdaten initialisiert werden, weil Expertenwissen direkt in Regeln und Zugehörigkeitsfunktionen einfließt. Drittens können neue Fälle nach dem Retain-Prinzip gezielt ergänzt werden, ohne das gesamte Modell neu zu trainieren.

Diese Vorteile ersetzen jedoch nicht die Notwendigkeit einer systematischen Modellpflege. Die mittleren Erfüllungsgrade im Normalbetrieb verdeutlichen, dass die Abdeckung fehlerfreier Prozessvarianten ein eigenständiger Engineering-Schritt ist. Eine zu enge Modellierung des Normalzustands kann zu unnötigen Warnungen führen; eine zu breite Modellierung kann die Sensitivität gegenüber schleichenden Fehlern reduzieren. Für den industriellen Einsatz ist daher eine versionierte Fallbasis mit dokumentierten Änderungen an Merkmalen, Grenzbereichen und Regeln erforderlich.

Die geometrischen Abweichungen markieren die aktuelle Grenze des Ansatzes. Ursache ist nicht zwingend die Fuzzy-CBR-Logik selbst, sondern die Merkmalsrepräsentation: Wenn ein Fehlerbild in den Eingangsdaten nur schwach oder mehrdeutig sichtbar ist, können weder regelbasierte noch datengetriebene Verfahren zuverlässig trennen. Methodisch ergibt sich daraus die Notwendigkeit, die Feature-Extraktion enger an die physikalischen Wirkzusammenhänge des Umformprozesses zu koppeln. Mögliche Erweiterungen sind stufenspezifische Energie- oder Weg-Kraft-Kenngrößen, Signalformvergleiche, zeitliche Phasenmerkmale sowie robuste Normalisierungen gegenüber Hubzahl- und Chargeneinflüssen.

Der betriebliche Nutzen einer solchen Fehlererkennung hängt zudem vom Integrationsgrad ab. Eine Diagnose allein verkürzt noch keine Stillstandszeit, wenn die Reaktionskette nicht definiert ist. Erforderlich sind eindeutige Schwellen für Warnung, Stopp oder Freigabe, eine dokumentierte Rekonfigurationsanweisung sowie eine Rückmeldung, ob die Maßnahme erfolgreich war. Erst diese Rückmeldung schließt den CBR-Zyklus und ermöglicht die Verbesserung der Fallbasis.

Fazit und Ausblick

Der Beitrag hat einen Fuzzy-CBR-basierten Ansatz zur Entscheidungsfindung bei der Rekonfiguration von Umformwerkzeugen vorgestellt und anhand einer industriellen

Validierung untersucht. Die Kombination aus Fuzzy-Logik und Case-Based Reasoning erlaubt es, unscharfe Prozessdaten in nachvollziehbare Regeln zu überführen und diese Regeln mit konkreten Rekonfigurationsmaßnahmen zu verknüpfen.

Die Validierung zeigt sehr hohe Klassifikationsraten für Normalproduktion und Gasfeder-Druckreduktionen. Besonders bei Störungen mit klarer stufenspezifischer Signatur stellt Fuzzy-CBR eine robuste und interpretierbare Entscheidungsunterstützung dar. Gleichzeitig zeigen die Ergebnisse zu geometrischen Abweichungen, dass die Merkmalsbasis und die Fallabdeckung erweitert werden müssen, wenn schwach ausgeprägte oder mehrdeutige Fehlerbilder zuverlässig erkannt werden sollen.

Für die weitere Entwicklung ergeben sich drei Schwerpunkte. Erstens sollte eine strukturierte Normalfallbibliothek aufgebaut werden, die Material-, Schmier-, Temperatur- und Verschleißvarianten berücksichtigt. Zweitens sollten Zugehörigkeitsfunktionen regelmäßig anhand neuer Prozessdaten und Expertenfeedbacks nachgeschärft werden. Drittens ist die Kopplung der Diagnose an eine definierte Shopfloor-Reaktionskette erforderlich, damit aus der Fehlererkennung eine wirksame und reproduzierbare Rekonfiguration wird.

Literaturverzeichnis

[1] Lerch, Christian; Jäger, Angela; Horvat, Djerdj; :unav (2021): Resilient in der Krise. CONFERENCE 2016, LNCS, vol. 9999, pp. 1–13. Springer, Heidelberg (2016).

[2] Alexopoulos, Kosmas; Anagiannis, Ioannis; Nikolakis, Nikolaos; Chryssolouris, George (2022): A quantitative approach to resilience in manufacturing systems. In: International Journal of Production Research 60 (24), S. 7178–7193. DOI: 10.1080/00207543.2021.2018519.

[3] Caesar, Birte; Tilbury, Dawn M.; Barton, Kira; Fay, Alexander (2022): Requirements for Reconfiguration Management for Manufacturing Systems. In: IFAC-PapersOnLine 55 (10), S. 3214–3219. DOI: 10.1016/j.ifacol.2022.10.147.

[4] Essig, Peter; Liewald, Mathias; Bolay, Christian; Schubert, Thomas (2019): Digital process support in toolmaking by using optical metrology. In: IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 651 (1), S. 12026. DOI: 10.1088/1757-899X/651/1/012026.

[5] Lange, Kurt (1990): Umformtechnik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

[6] Kolodner, Janet. (1995). Promoting Transfer through Case-Based Reasoning: Rituals and Practices in the Learning by Design Classroom and Evidence of Transfer. San Mateo, CA:Morgan Kaufmann.

[7] Schmidt M, Engel B. Fault Detection and Reconfiguration on Resource Level with Fuzzy-Logic and Case-Based Reasoning. In: Martin M, editor. New Paradigms for Anticipated Uncertainty. Cham: Springer International Publishing; 2026, in press.

[8] Krawczyk, B.: Learning from imbalanced data: open challenges and future directions. Progress in Artificial Intelligence, 5, 2016, S. 221–232. DOI: 10.1007/s13748-016-0094-0.

[9] Gama, J.; Žliobaitė, I.; Bifet, A.; Pechenizkiy, M.; Bouchachia, A.: A Survey on Concept Drift Adaptation. ACM Computing Surveys, 46(4), Article 44, 2014. DOI: 10.1145/2523813.

[10] Kruse, R. Borgelt, C. Braune, C. Klawonn, F. Moewes, C. Steinbrecher, M. (2015): Computational Intelligence. Computer Science book series, Springer Vieweg.

[11] Mamdani, E. H.; Assilian, S.: An experiment in linguistic synthesis with a fuzzy logic controller. International Journal of Man-Machine Studies 7 (1), 1975, 1-13.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 139 – 150
https://doi.org/10.25819/ubsi/11006

TubeBEND: A Real-World Dataset for Geometry Prediction in Rotary Draw Bending

Zeyneddin Oez[1,a*], Jonas Knoche[2,b*], Alireza Yazdani[1,c*],

Bernd Engel[2,d], and Kristof Van Laerhoven[1,e]

[1]Ubiquitous Computing, Department of Electrical Engineering and Computer Science,

[2]Forming Technology Siegen, Department of Mechanical Engineering

University of Siegen, NRW, Germany

[a] zeyneddin.oez@uni-siegen.de, [b]jonas.knoche@uni-siegen.de,

[c]alireza.yazdani@uni-siegen.de, [d]bernd.engel@uni-siegen.de, [e]kvl@eti.uni-siegen.de

*These authors contributed equally as first authors.

Keywords: Tube bending, rotary draw bending, metal forming, dataset, geometry, springback

Abstract. This paper presents TubeBEND, a real-world dataset comprising 318 rotary tube bending processes, which were collected and sorted by experts from various fields to evaluate machine learning and signal analysis methods. The dataset addresses the industrial challenge of predicting the geometry of a first-stage bend, which can be beneficial for designing machine clamping molds for the second-stage bend in two-stage rotary draw bending. Some geometry criteria, such as the tube's final bent angle (or springback) and its cross-sectional deformation, are being recorded in this dataset. This dataset enables the development of machine learning models for geometry prediction and improved machine setup, supporting operators in reducing springback and deformation. Moreover, by recording some process parameters, such as tool movements and forces or torques applied to them, we deliver detailed information about their impacts on the final tube geometry. The focus of our work is to discover solutions that can replace traditional methods, such as trial-and-error or simulation-based predictions, by including experimental process variables in ML algorithms. Our dataset is publicly available as a benchmark to improve data-driven methods in this field at: https://github.com/zeyneddinoz/tubebend and https://zenodo.org/records/18458823.

Introduction

Bent tubes are important components in various fields, including HVAC (heating, ventilation, and air conditioning) systems for homes, aerospace, medical, automotive, and other applications. They play an important role in supporting structures and transferring fluids. Achieving acceptable dimensional accuracy is challenging due to springback (the elastic recovery of bending angles after releasing machine tools) and other forming defects, such as collapse and wrinkling [1]. These geometrical differences lead to errors in structural strength calculations, turbulent flow in fluid transformation, and assembly problems [2,3].

Mathematical methods, physical trial-and-error bending processes, and Finite Element (FE) simulations have traditionally been used to address these geometry mistakes [4]-[9]. FE simulations can reduce physical tests, but they are not optimal because they cannot simulate all the possible forming conditions due to their simplified models, and they cannot fully capture the factors that occur in real production [10]. In addition, they require large computing times, which reduces the cost efficiency of Rotary Draw Bending (RDB) [11]-[14].

Machine Learning (ML)-based strategies offer an alternative solution; however, their accuracy, efficiency, and flexibility in geometry control have not yet been studied enough [15]-[20]. Recent work on ML-based geometry prediction has used simulated data, achieving high

accuracy and rapid prediction [21]. However, the effectiveness of these data-driven models for tube bending in real industrial applications is heavily dependent on the availability and quality of real-world data that capture the missing factors that deterministic simulations cannot fully replicate [15]-[20,22].

To fill this gap and improve the performance of prediction and compensation models, this paper presents a dataset derived from real-world experiments of industrial rotary tube bending processes, aiming to support advanced ML and signal analysis research in this area.

Related Work

The design and optimization of forming processes, particularly in complex operations like RDB, have significantly benefited from both advanced simulation techniques and, increasingly, the integration of real-world sensor data. This section reviews existing contributions, distinguishing between studies that primarily utilize simulated datasets and those based on real-world measurements, to highlight the current state of research and contextualize the TubeBEND dataset.

Datasets from simulations. Historically, the geometry of active tool surfaces in RDB has been designed using FE process simulations, often incorporating empirical knowledge [23]. However, these simulations frequently exhibit deviations between the calculated and actual component geometries due to unmodeled physical phenomena, parameter fluctuations, and transient effects within the forming system [3]. Such discrepancies are particularly pronounced in multi-bent components, where errors in a first bend can propagate and amplify in subsequent bends. For example, FE simulations of components with nested bends have revealed clear differences in geometry when Computer-Aided Design (CAD)-designed mold clamping dies are used compared to 'ideal' tapered mold clamping dies.

To address these deviations, numerous authors have developed methods for the simulation-based generation of working surface geometry to precompensate for component errors and dimensional inaccuracies such as springback [4,5,10]. Two prominent approaches are the Displacement Adjustment (DA) method and the Spring Forward (SF) method. The DA method, initially published by [5], involves iteratively shifting tool mesh nodes in the FE environment according to springback displacement vectors until the desired component geometry is achieved. Subsequent developments have taken advantage of the NURBS functions to generate continuous three-dimensional tool surfaces [6]. In contrast, the SF method, introduced by [7], determines the contact forces in the closed tool state by FE simulation and then applies these forces in a linear-elastic simulation to derive the geometry of the tool. Both the DA and SF methods are only effective if the simulation models fully account for material-relevant influences, such as flow line curves, hardening behavior at work, and a decrease in modulus of elasticity with plastic deformation [12,13]. The researchers of [10] further emphasized the importance of including the parameters of the formation system, such as tool and machine elasticities, in the simulation models to achieve accurate and effective surface design. Specifically for RDB, the authors of [8] presented a procedure for the automated generation of complete CAD datasets based on knowledge databases, parametric designs, and FE models.

Beyond tool design, simulated data have been a crucial source for training ML models, especially where real-world experimental data is scarce or costly [17]-[20]. In [21], for example, researchers used a Random Forest (RF) algorithm to calculate optimal forming paths for stretch bending. Another study used the same methodology with their entire training dataset derived from FE simulations that mapped input parameters to output quality [16]. This enabled the trained RF model to replace computationally intensive FE simulations effectively. Similarly, [18] used hierarchical Gray Wolf Optimization with Support Vector Machines (GWO-SVM), trained on FE simulation data, to predict wrinkle formation during RDB, achieving an accuracy of 74.5\%. The authors of [20] also used digital twins based on FE models to perform real-time regressions and error classifications for the prediction of RDB

springback, feeding measured data and machine parameters into a Multi-Task Learning (MTL) model.

Datasets from actual processes. Parallel to advances in simulation, there has been a significant trend towards integrating a large number of sensors into forming systems to capture physical influences from the real world on the process [24]-[29]. This sensor integration provides invaluable data for understanding and improving forming operations. Standard machine sensors, such as displacement or position sensors for axis control and force/torque or pressure sensors for load monitoring, have been widely used in processes like deep drawing to record process conditions [24].

Specialized sensors have been developed to capture specific phenomena. For instance, sheet metal feed during deep drawing has been measured using eddy current, magnetic, or optical sensors installed in hold-down surfaces [25]. Local hold-down forces and temperatures have been measured using thin-film sensors applied to tool surfaces [30]. In RDB, a line scanner was used to detect wrinkling in the area of smoother wrinkles [31]. Newer concepts involve soft sensors to record dynamic material properties by combining various sensor data (e.g., eddy currents and temperatures to calculate hardness and deformation degrees, or the magnetic Barkhausen effect) [26]-[28]. Direct hardness measurements are also used to calculate internal stresses during bending [29].

Real-world data are also increasingly utilized to train ML models. The [19] predicted geometric features based on the torque data of the machine axis drive motors during the production of hairpin stators. Their training dataset comprised 672 hairpins that were measured and linked to the torque and speed data of the four motors of the production machine, providing a clear example of a substantial real-world dataset. The author of [20] also leveraged measured data and machine parameters, available as time series, in an MTL model for RDB springback prediction. However, many previous research papers, despite their use of real-world data, explicitly noted limitations due to sparse real-time data acquisition, indicating that not all relevant process parameters could be comprehensively considered [9,32]-[35]. This highlights a critical gap that the present project aims to address.

In the TubeBEND dataset, the aim was to employ an extensive real-world data collection strategy, including the recording of system variables in each bending cycle (e.g., tool movements, tool forces, geometry characteristics). Additionally, semi-finished product characteristics (e.g., springback, cross-sectional geometry) are measured per batch or at regular intervals. The objective is to establish an automated, time-synchronized measurement periphery. We were specifically tasked with creating a system to analyze the sensor data stream and preparing a reliable data pipeline for feature generation and common error classification. Thus, we created a "benchmark" reference dataset that provides a data-based representation of the process sequence. As a result, the TubeBEND dataset is particularly valuable, as it combines sensor readings with expert human knowledge and is currently publicly available at: https://github.com/zeyneddinoz/tubebend and https://zenodo.org/records/18458823.

Dataset Collection

In this section, we summarize the data collection pipeline (overview in Figure 1) and the five subsections that follow: Bending Machine, Parameter Variations, Machine Data, Sensor Data, and Geometry. Briefly, these cover the RBV 35 hardware and control, the chosen process window (collet factors, pressure-die feed, mandrel timing), PLC-based axis/readout and recording cadence, dedicated force sensors with synchronized acquisition, and optical scanning plus geometry post-processing. The force and movement directions used in the dataset are defined in Figure 2, and the geometric features (springback, collapse, section diameters, and the Linear-1 / Arc / Linear-2 cut regions) are illustrated in Figure 3.

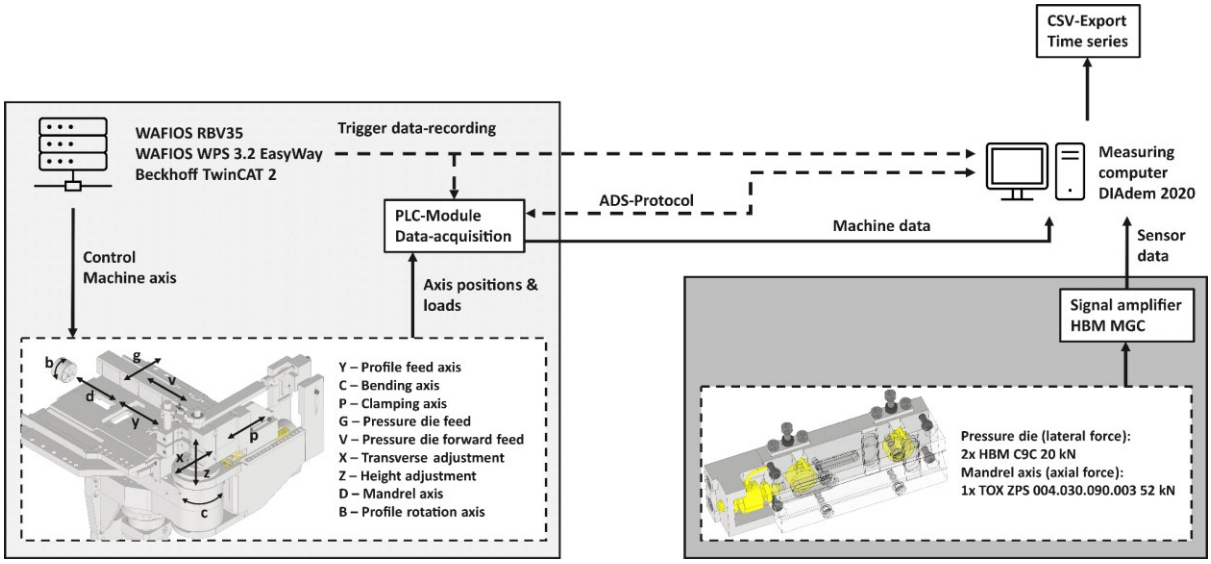


Figure 1: The data collection process delivers a variety of machine sensor data from integrated sensors in a 2016 WAFIOS RBV 35 tube bending machine, during the bending of a variety of stainless steel tubes.

Bending Machine. The RBV 35 tube bending machine, built in 2016 by WAFIOS AG, Reutlingen, is used for practical bending tests. The machine can be used for both rotary draw bending and three-roll push bending. The ten servo-controlled machine axes are programmed using the WAFIOS WPS 3.2 EasyWay control program, which is located on a separate industrial PC. The basis for the block structure of the control commands is DIN 66025 and the G and M commands contained therein. Individual commands are combined into lines in the program sequence. The control commands are converted into movements of the machine axis by the operating system. The Windows Control and Automation Technology (TwinCAT) 2 from Beckhoff Automation GmbH \& Co. KG, Verl, of a programmable logic controller (PLC). Tubes with an outer diameter of up to 35 mm, a maximum radius of 170 mm, and a maximum bending angle of 190° can be bent on up to three levels. The maximum bending moment is 6 kNm. By parameterizing the program sequence accordingly, selected process parameters such as bending angle, pressure die kinematics, mandrel retraction time, and collet kinematics can be quickly adjusted (see Figure 1).

Parameter Machine. The production of a nested bend requires that the previous bend be flawless. For this reason, the parameter ranges examined are primarily determined by considering the failure characteristics in rotary draw bending as outlined in VDI 3430 [36]. In contrast to the formation of wrinkles on the inner arc, crack formation on the outer arc plays a minor role in the present bending task. Furthermore, the technical limitations of the bending machine must be considered.

The collet is a central element in controlling the flow of material. Depending on the bending task and the semi-finished product to be bent, the kinematics of the collet can be selected as pushing, pulling, or traveling. With pulling kinematics, the distance traveled by the collet during bending is shorter than the unwound length of the geometric center line of the tube in the bending area. This delay induces tensile stresses that counteract the formation of wrinkles on the inner bend [37]. The ratio between the collet movement and the unwound geometric center line of the tube is referred to as the collet factor and is used to quantify the collet kinematics. The collet kinematics are limited downward by the holding capacity of the pneumatic collet within the collet. If the collet factor is below 0.85, there is a risk that the tube will slip through the collet. The upper limit of the parameter range for collet kinematics was set so that, with the tool setting used and a lateral pressure die feed of 0.9 mm, the onset of wrinkling is visible. This was the case with a collet factor of 0.95. This ensures that the limits

of the process window are considered when evaluating the process parameters. The collet factors selected were 0.95, 0.92, 0.90, 0.87, and 0.85.

The pressure die acts as a counterbalance to the applied bending moment and prevents the tube from buckling. The pressure die lateral feed is achieved by placing a shim under the slide rail. The increments selected for the lateral feed of the pressure die were 0.9 mm, 0.6 mm, and 0.3 mm. As the study by [21] shows, a lateral feed of the pressure die in the range of 0 to 0.3 mm has no significant influence on the geometry during rotary draw bending [21]. For this reason, increments of 0.9 mm, 0.6 mm, as well as 0.3 mm were selected for the lateral feed of the pressure die. The pressure die kinematics can be selected in a manner comparable to the collet kinematics: stationary, traveling, as well as pushing. Pushing kinematics promotes the formation of wrinkles on the inner arc and is therefore not used.

The mandrel serves as a support for the tube cross-section during bending. If the mandrel is pulled back too early, more cross-section deformation can be expected. The timing of the mandrel retraction is specified in degrees before the end of the bend. The latest point for mandrel retraction is after completion of the bend, i.e., 0° before the end of the bend. Since the mandrel is also responsible for transferring the pressure die force to the wiper die, premature retraction can contribute to wrinkling on the inside arc. Furthermore, due to the opposite movement between the tube and the mandrel, increased stress due to friction is to be expected. Against this background and based on previous experience, the earliest point for mandrel retraction was set at 10° before the end of the bend. An intermediate point was defined as mandrel retraction at 5° before the end of the bend.

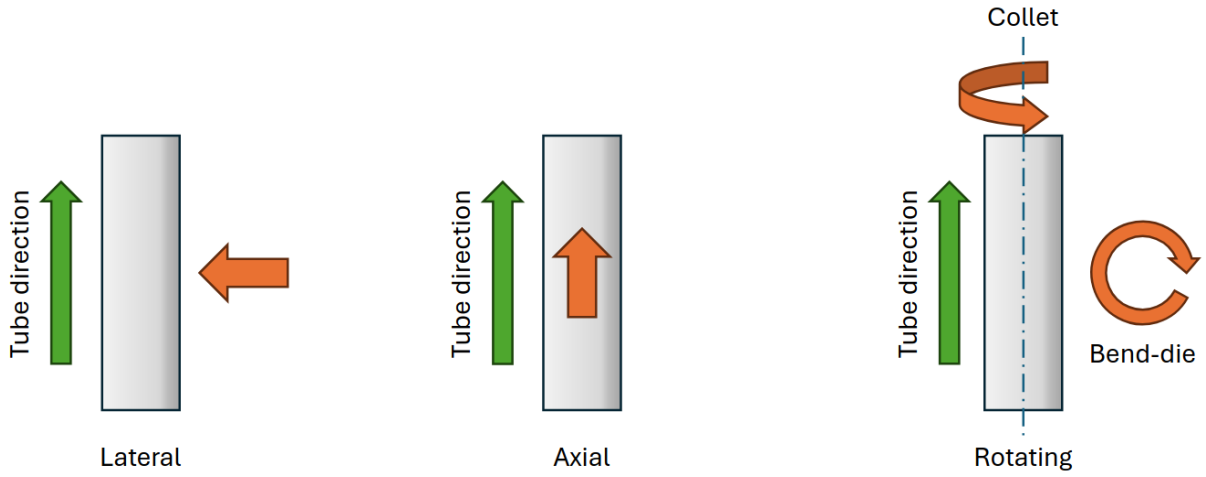


Figure 2: Directions of force and movements in relation to the tube axis as defined in the dataset for all machine components.

Machine Data. Machine data are acquired during the bending process with the aid of a PLC module within the machine control system. The machine data to be read out includes the current positions and loads of the machine axes. The load on the machine axes is output based on the configuration of the PLC module in relation to the nominal or maximum torque of the axis motor. The Automation Device Specification (ADS) protocol is used for communication with the TwinCAT-based Beckhoff machine control system for the purpose of configuring data recording and reading the recorded machine data. The machine data is read in packets with a maximum size of 32767 values. The frequency at which the machine axes can be scanned and the data recorded is determined by two factors. On the one hand, it must be an integer multiple of the internal cycle time of the machine control, which is 2 ms. On the other hand, a packet released for transmission must be read out faster than is required for the next packet to be released. A release occurs when the defined size of the packet is reached, or the bending is completed, and the remaining data is to be read out. If a release for data transmission occurs while a previous packet is still being transmitted, it is partially overwritten, and the data is

transmitted incorrectly. To ensure error-free reading of the machine data, a frequency of 20 Hz was specified for scanning the data recording. The start and end of the data recording can be specified via the G code of the bending program. Directions of force and movements, as defined in the dataset, are illustrated in Figure 2.

Sensor Data. Since the load on the machine axes, especially those driven indirectly via gears, toothed belts, or spindles, only allows limited conclusions to be drawn about the tool forces acting on them, additional sensors were integrated to measure tool forces. A tension-compression sensor from TOX Pressotechnik SE & Co. KG, Weingarten, was integrated into the mandrel bar to measure the mandrel force. The ZPS 004.030.090.003 sensor has a nominal force of 52 kN in the compression direction and a nominal force of 25 kN in the tension direction. In addition, two HBM C9B pressure transducers from Hottinger Brüel & Kjaer GmbH, Darmstadt, with a nominal force of 20 kN each, were installed in the pressure die. All force sensors are connected to a computer for data recording via an MGC measuring amplifier from Hottinger Brüel & Kjaer GmbH, Darmstadt.

The computer has two PCIe-6531 measurement cards from National Instruments Corporation, Austin, which are connected to two BNC-2090A connection blocks from National Instruments Corporation, Austin. The measurement cards are configured, and the sensor data is recorded using DIAdem 2020 software from National Instruments Corporation, Austin. A frequency of 100 Hz was set for recording the sensor data. The start and end of data recording are analogous to the recording of machine data by commands within the G-code of the bending program. This ensures synchronized recording of machine and sensor data.

Geometry. The GOM ATOS Q 8M scanner, in conjunction with the MV500 measuring volume (500 x 370 x 320 mm³) from Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig, is used to digitize the bent tubes. To capture the entire geometry of the bent tubes, a motorized turntable is used, which is integrated into the software of the ZEISS INSEPCT Pro Line 2023 scanner from Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig. After confirmation of an initial scan, the bent tubes are digitized by automatic measurements during rotation of the turntable. The sensor works on the principle of fringe light projection.

Before the digitized tubes can be evaluated, the scan data must be transformed from the sensor coordinate system into the machine coordinate system in accordance with VDI 3430. For this purpose, the bending plane is reconstructed from the center axes of the straight tube's legs, and the intersection of the two axes is shifted along the bisector of the component angle to the center of the target bending radius. The target bending radius is 33 mm. The tube scans are then intersected along and perpendicular to the tube center line. The distances between the cuts are 1° in the curved area and 2 mm in the straight tube legs. The sections are used to determine the geometric features: collapse, secondary axis, and main axis.

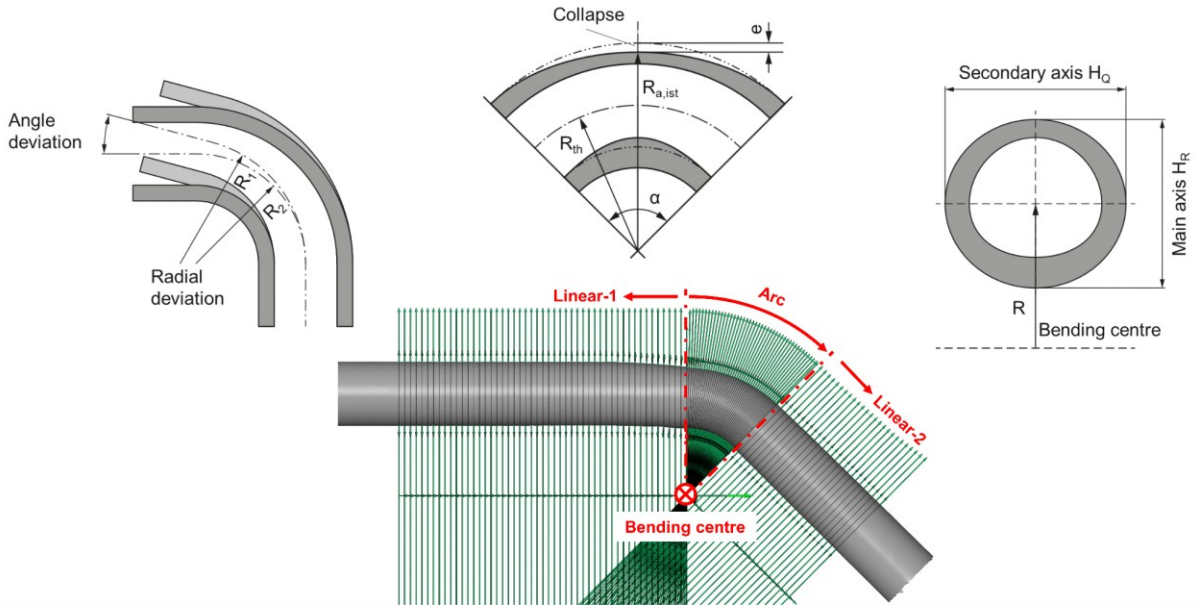


Figure 3: For each bending process, geometry data contains features such as the springback (top left). For a series of cross-cuts along the tube (see the regions Linear-1, Arc, and Linear-2 in the bottom diagram), the collapse (middle left) and the diameters along the main and secondary bending axes (top right) are recorded.

The actual bending angle is calculated from the component angle enclosed by the center axes of the straight tube legs, minus 180°. The springback angle corresponds to the difference between the target and actual bending angles. The target bending angle is 47°. The geometry of the bent tubes is available in three degrees of abstraction. The lowest level of abstraction is an STL file based on the scan data of the respective tube. The discrete geometric features along the tube centerline, including the bending and springback angles, represent the highest level of abstraction. The coordinates of the sections along the tube centerline are available as a middle ground. The main geometric features considered in this study (springback, collapse, and cross-sectional diameters) are illustrated in Figure 3.

Dataset Structure and Content

This dataset is made from experimental data obtained directly from rotary tube bending production processes, all from the same tube material. It involves real-world data from 318 rotary tube bending processes, including 3 failed cases (IDs 1, 48, and 166). Its collection directly addresses the need for high-quality real-world data to train robust ML models. Unlike methods that use FE simulations or experiments in the laboratory, this dataset reflects the natural variability and complexity of real industrial production. This collection is approximately 800 MB in size and serves as a standard for many data-driven methods.

This dataset is arranged as a nested dictionary and serialized to a Python pickle file. Each leaf node is a Pandas dataframe with tabular measurements, and the keys (and subkeys) represent data types and categories. The structure resembles a tree, where internal nodes represent branches (data categories), and leaves represent tables.

Individual tables are selected by indexing the dictionary with the desired key path. For example, to extract the geometry key-characteristics table (the “Linear 1” side table) for experiment 47, we load the pickled nested-dictionary dataset and index the dictionary by the experiment identifier and the leaf key. Listing I shows the exact code used to load our dataset and obtain this table. This layout is easily extensible, allowing for straightforward navigation between different data types and experimental conditions.

The dataset is comprehensively structured into three main categories and is listed as follows:

Bending Setups. Details the initial configuration parameters serving as independent input variables for ML models, influencing deformation behavior:

- *Tube:* Outer Diameter, and Wall Thickness.
- *Machine:* Bending Target Angle, Wiper Die Shortening, Pressure Die (Lateral Position, Distance, Boost), Mandrel (Position, Retraction Timing), Collet Boost, and Clamp Die Lateral Position.

Process Parameters. It captures dynamic measurements reflecting tool-tube interactions, which are critical for understanding process mechanics. Acquired from:

- *Loads:*
  - *Machine:* Bend Die (Lateral, Rotating, Vertical), Clamp Die Lateral, Collet (Axial, Rotating), Mandrel Axial, and Pressure Die (Axial, Lateral, Left Axial).
  - *Sensor:* Mandrel Axial, and Pressure Die (Lateral 1, Lateral 2).
- *Movements:* Bend Die (Lateral, Rotating, Vertical), Clamp Die Lateral, Collet (Axial, Rotating), Mandrel Axial, and Pressure Die (Axial, Lateral, Left Axial).

Geometry Data. This provides detailed geometric information of the bent tube, and can be listed as follows:

- *STL-Suitable:* Mesh data for 3D reconstruction of three sections:
  - *Linear 1:* A series of data from one endpoint of the arc.
  - *Arc:* Datasets ranging from 0 to the bending target angle, increasing by 1 degree.
  - *Linear 2:* A series of data from another endpoint of the arc.
- *Key Characteristics:* Quantitative features for Linear 1, Arc, Linear 2 sections:
  - *Linear 1:* Secondary Axis, Main Axis, and Out of Roundness.
  - *Arc:* Secondary Axis, Main Axis, and Out of Roundness.
  - *Linear 2:* Secondary Axis, Main Axis, and Out of Roundness.
- A single .stl file built from STL-Suitable data

Dataset Usage and Applications

This real-world dataset offers potential for various applications in advanced manufacturing and data science:

Machine Learning and Signal Analysis Benchmarking. This TubeBEND dataset is explicitly designed to serve as a benchmark for the development and evaluation of ML algorithms, such as Random Forest Regression or Artificial Neural Networks (e.g., enhanced Particle Swarm Optimization-Backpropagation (PSOBP) neural networks and Long Short-Term Memory (LSTM), and signal analysis methods for industrial processes. Its "real-world" aspect, which comes from industrial production, captures the impacts that are essential for creating workable and reliable solutions.

Springback Prediction and Compensation. By including target bending angles and the resulting final bent angle in the geometry dataset, it is possible to train machine learning models for prediction, create compensation models, and create a data-driven "bridge" connecting input variables to the resulting springback.

Cross-sectional Deformation Analysis. Predicting and controlling cross-sectional deformation is crucial for ensuring product quality, which is made possible by recording precise geometry-specific measures, including Secondary Axis, Main Axis, Out of Roundness, and Collapse.

Physics-Informed Neural Networks (PINNs): The combination of high-frequency process data (forces, movements) and high-quality geometric outcomes (springback, collapse) makes this dataset ideal for training PINNs. These models embed physical laws (e.g., deformation, elasticity, plasticity) into the learning process as soft constraints or loss terms. This helps

address data sparsity, improves generalization beyond the observed parameter range, and ensures that the predictions remain physically consistent. PINNs can be used to capture stress–strain relationships or to build accurate surrogate models for springback and cross-sectional deformation.

Process Parameter Optimization. By utilizing the wide variety of bending configurations, researchers can find the best settings that reduce defects and improve product quality. The most predictive characteristics, including collet boost and mandrel retraction timing, can be found by using the importance analysis of features, which helps guide the choice of the best tactics [21].

Anomaly Detection and Process Monitoring. The high-frequency sensor and machine data provide a perfect benchmark for developing real-time anomaly detection algorithms. Models can be trained to identify signatures of impending failures (e.g., severe wrinkling, tool overload, or machine faults) from the force and position signals before they result in a scrap part, enabling predictive interventions.

Root Cause Analysis for Defects. By correlating specific parameter sets (e.g., low collet factor + early mandrel retraction) with geometric results (high collapse, wrinkles), the TubeBEND dataset can be used to build classifiers and models that not only predict defects but also identify the most likely contributing process parameters, helping to rapid diagnosis and correction on the shop floor.

Optimizing Mold Design. The TubeBEND dataset can be used to build models to predict the geometry of the tube, which can later help to improve clamp mold designs, potentially lowering manual rework, material damage, and repetitive compensation in production.

Predictive Maintenance. The recorded loads on the machine axes (e.g., bending arm, pressure die) reflect the mechanical stress on the system. This data can be used to model wear and tear, helping to predict maintenance needs for critical components such as servomotors, gears, and ball screws before they fail, reducing unplanned downtime.

Multi-Objective Optimization. The TubeBEND dataset allows for exploration of trade-offs between competing quality goals. For instance, a parameter set that minimizes collapse might increase springback. Algorithms can be developed to find Pareto-optimal solutions that best balance multiple objectives such as geometric accuracy, tool wear, and cycle time.

Handling Stochastic Impacts. The TubeBEND dataset directly reflects the impacts that are inherent in industrial production and are challenging to represent deterministically, in contrast to datasets that are only produced from simulations. This makes it possible to create prediction models that are more reliable and applicable to real-world production settings.

Enabling Closed-Loop Control and Digital Twins. The information can serve as a basis for incorporating machine learning models into production processes, looking for self-adaptive improvement, and investigating closed-loop control techniques for defect control and springback compensation. In addition, it supports the development of digital twins by offering real-world process data for visualization, model coupling, and defect classification [20].

Discussion and Outlook

This real-world dataset provides a resource for advancing data-driven approaches in rotary tube bending. It provides a chance to create and evaluate machine learning and signal analysis techniques by including bending configurations, dynamic process parameters, and the resulting geometric features from 318 real industrial steel tube bending processes. The TubeBEND dataset can be used to improve production adaptations, optimize tooling designs, regulate cross-sectional deformation, and improve springback compensation.

Since the efficiency of ML models depends on the amount and types of data they receive, increasing their dataset is important to reduce error changes and develop strong compensation

strategies. This means that the generalizability of the model across diverse industrial scenarios may be constrained by the current dataset's scope. Specifically, the model's performance is limited by the dataset's size, its reliance on a single material and machine, and the lack of variation in bending radius, angles, and parameter ranges.

To address this problem, future work can combine FE simulation-based experiments with real-world production data to create a larger "hybrid big-data source" and determine the optimal dataset size that balances prediction accuracy with computational speed. Ultimately, this expanded base can facilitate the development of closed-loop control systems through self-adaptive model enhancement utilizing real-time production data. This progress from the traditional "trial and error" method could accelerate intelligent, adaptive tube-bending production, reduce production costs, and minimize compensation errors.

Acknowledgment
This work was funded by the Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG, German Research Foundation) – Project-IDs 506589320 and 520256321.

References

[1] K. Lange, Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Bd. 3: Blechbearbeitung. Stuttgart: Springer, ISBN 978-3-662-10686-0, 1989.

[2] H. Hoffmann, R. Neugebauer, and G. Spur, Handbuch umformen. Hanser München, 2012, vol. 2.

[3] VDI-Richtlinie, "Rotationszugbiegen von profilen," Verband Deutscher Ingenieure, 2014.

[4] S. Lee, M. Eder, D. Maier, and W. Volk, "Stress-based compensation of geometrical deviations in metal forming," in Congress of the German Academic Association for Production Technology. Springer, 2018, pp. 647–656.

[5] W. Gan and R. Wagoner, "Die design method for sheet springback," International Journal of Mechanical Sciences, vol. 46, no. 7, pp. 1097–1113, 2004

[6] R. Lingbeek, J. Huetink, S. Ohnimus, M. Petzoldt, and J. Weiher, "The development of a finite elements based springback compensation tool for sheet metal products," Journal of Materials Processing Technology, vol. 169, no. 1, pp. 115–125, 2005.

[7] A. Karafillis and M. Boyce, "Tooling design in sheet metal forming using springback calculations," International journal of mechanical sciences, vol. 34, no. 2, pp. 113–131, 1992

[8] H. Li, H. Yang, and K. Liu, "Towards an integrated robust and loop tooling design for tube bending," The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 65, no. 9, pp. 1303–1318, 2013.

[9] L. Borchmann, "Regelung des werkstoffflusses zur erhoehung der bauteilqualitat beim rotationszugbiegen," Ph.D. dissertation, Dissertation, Siegen, Universität Siegen, 2021.

[10] K. Großmann, H. Wiemer, A. Hardtmann, L. Penter, and S. Kriechenbauer, "Adjusting the contact surface of forming tools in order to compensate for elastic deformations during the process," in 7th European LS-DYNA Conference, 2009.

[11] C.-J. Jonsson, R. Stolt, and F. Elgh, "Stamping tools for sheet metal forming: Current state and future research directions," Transdisciplinary Engineering for Complex Socio- Technical Systems–Real-Life Applications, pp. 281–290, 2020.

[12] L. Sun and R. Wagoner, "Complex unloading behavior: Nature of the deformation and its consistent constitutive representation," International Journal of Plasticity, vol. 27, no. 7, pp. 1126–1144, 2011.

[13] F. Yoshida, T. Uemori, and K. Fujiwara, “Elastic–plastic behavior of steel sheets under in- plane cyclic tension–compression at large strain,” International journal of plasticity, vol. 18, no. 5-6, pp. 633–659, 2002.

[14] S. Groth, Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen. Shaker Verlag, 2020.

[15] J. Ma, H. Li, G. Chen, T. Welo, and G. Li, “Machine learning (ml)-based prediction and compensation of springback for tube bending,” in Forming the future: proceedings of the 13th international conference on the technology of plasticity. Springer, 2021, pp. 167–178.

[16] K. Lu, T. Zou, J. Luo, D. Li, and Y. Peng, “Stretch bending process design by machine learning,” The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 120, no. 1, pp. 781–799, 2022.

[17] Z.-J. Tao, H. Yang, H. Li, J. Ma, and P.-F. Gao, “Constitutive modeling of compression behavior of tc4 tube based on modified arrhenius and artificial neural network models,” Rare Metals, vol. 35, no. 2, pp. 162–171, 2016.

[18] S. Zhang, Y. Yuan, Z. Wang, Y. Lin, L. Jiang, and M. Fu, “A hierarchical prediction method based on hybrid-kernel gwo-svm for metal tube bending wrinkling detection,” The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 121, no. 7, pp. 5329–5342, 2022.

[19] A. Mayr, P. Röll, D. Winkle, M. Enzmann, B. Bickel, and J. Franke, “Data-driven quality monitoring of bending processes in hairpin stator production using machine learning techniques,” Procedia CIRP, vol. 103, pp. 256–261, 2021.

[20] C. Sun, Z. Wang, S. Zhang, T. Zhou, J. Li, and J. Tan, “Digital-twin- enhanced metal tube bending forming real-time prediction method based on multi-source-input mtl,” Structural and Multidisciplinary Optimization, vol. 65, no. 10, p. 296, 2022.

[21] A. Yazdani, J. Knoche, B. Engel, and K. Van Laerhoven, “Tube geometry prediction in rotary draw bending process using random forest regression,” at-Automatisierungstechnik, vol. 73, no. 4, pp. 223–231, 2025.

[22] A. Kampker, K. D. Kreisköther, M. K. Büning, and P. Treichel, “Challenge of hairpin technology boost for oems and plant manufacturers,” ATZelektronik worldwide, vol. 13, no. 5, pp. 54–59, 2018.

[23] G. G. Miller, Tube forming processes: a comprehensive guide. Society of Manufacturing Engineers, 2003.

[24] W. Zorn, L. Hamm, R. Elsner, and W.-G. Drossel, “Potential of the force distribution measurement in deep drawing processes for increasing the process quality,” Int. J. Mech. Eng. Robot. Res, vol. 8, no. 3, pp. 449–453, 2019.

[25] H. Bräunlich, “Blecheinzugsregelung beim tiefziehen mit niederhalter-ein beitrag zur erh¨ohung der prozessstabilit¨at,” Ph.D. dissertation, Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2002.

[26] S. Hütter, R. Lafarge, J. Simonin, G. Mook, A. Brosius, and T. Halle, “Determination of microstructure changes by eddy-current methods for cold and warm forming applications,” Advances in Industrial and Manufacturing Engineering, vol. 2, p. 100042, 2021.

[27] F. Wendler, R. Munjal, M. Waqas, R. Laue, S. Härtel, B. Awiszus, and O. Kanoun, “Eddy current sensor system for tilting independent in-process measurement of magnetic anisotropy,” Sensors, vol. 21, no. 8, p. 2652, 2021.

[28] F. Mühl, M. Knoll, M. Khabou, S. Dietrich, P. Groche, and V. Schulze, “Soft sensor approach based on magnetic barkhausen noise by means of the forming process punch-hole-rolling,” Advances in Industrial and Manufacturing Engineering, vol. 2, p. 100039, 2021.

[29] S. C. Stebner, D. Maier, A. Ismail, S. Balyan, M. Dölz, B. Lohmann, W. Volk, and S. Münstermann, “A system identification and implementation of a soft sensor for freeform bending,” Materials, vol. 14, no. 16, p. 4549, 2021.

[30] M. Plogmeyer, G. González, V. Schulze, and G. Bräuer, “Development of thin-film based sensors for temperature and tool wear monitoring during machining,” tm-Technisches Messen, vol. 87, no. 12, pp. 768–776, 2020.

[31] L. Borchmann, P. Frohn-Sörensen, and B. Engel, “In situ detection and control of wrinkle formation during rotary draw bending,” Procedia Manufacturing, vol. 50, pp. 589–596, 2020.

[32] C. Heftrich, R. Steinheimer, and B. Engel, “Rotary-draw-bending using tools with reduced geometries,” Procedia Manufacturing, vol. 15, pp. 804–811, 2018.

[33] B. Engel and C. Mathes, Erweiterung der Prozessfähigkeit des Rotationszugbiegens durch ein alternatives Faltenglätterkonzept: Ergebnisse eines Vorhabens der industriellen Gemeinschaftsforschung. Europäische Forschungsges für Blechverarbeitung (EFB), 2013.

[34] M. Hinkel, Prozessfenster für das Spannen von Rohrprofilen beim Rotationszugbiegen unter Berücksichtigung der Tribologie. Shaker, 2013.

[35] H. R. Hassan, Plasto-mechanical Model of Tube Bending in Rotary Draw Bending Process. Shaker Verlag, 2017.

[36] V. 3430, “Rotationszugbiegen von profilen,” ., 2014.

[37] L. Borchmann, C. Kuhnhen, P. Frohn, and B. Engel, “Sensitivity analysis of the rotary draw bending process as a database of digital equipping support,” Procedia Manufacturing, vol. 29, pp. 592–599, 2019.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 151 – 166
https://doi.org/10.25819/ubsi/11007

A Conceptual Process Architecture for the Digital Integration of Tube Fabrication in Mechanical and Plant Engineering

Fabian Kirchkesner[1,a], Maximilian Lutz[1,b *], Norman Müller[1,c], Carl René Sauer[1,d] and Peter Burggräf[1,e]

[1]Chair of International Production Engineering and Management (IPEM), University of Siegen, Siegener Straße 152, 57223 Kreuztal, Germany

[a]fabian.kirchkesner@uni-siegen.de, [b]maximilian.lutz@uni-siegen.de, [c]norman.mueller@uni-siegen.de, [d]rene.sauer@uni-siegen.de, [e]peter.burggraef@uni-siegen.de

Keywords: Tube Fabrication; Digital Process Management; Engineering–Manufacturing Integration; Process Architecture; CAD–CAM Integration; Cyber Production Management

Abstract. In mechanical and plant engineering practice, tube fabrication is still frequently characterized by assembly-driven and experience-based procedures. Geometric specifications are often finalized during assembly based on measurements taken on the physical product, resulting in iterative adjustments, limited process standardization, and a strong dependence on tacit expert knowledge. Although advanced computer-aided design (CAD) and computer-aided manufacturing (CAM) technologies and automated tube bending systems are available, a structured integration of tube fabrication into a consistent digital process architecture is often lacking. This paper develops a conceptual process architecture that structures the digital integration of tube fabrication in project-driven mechanical and plant engineering environments. Based on an analysis of typical industrial process structures, the proposed architecture relocates geometric specification, manufacturability validation, and product–process coordination to early digital stages. Defined transition mechanisms between engineering, manufacturing, and assembly domains are introduced to prevent installation from functioning as a geometry-defining validation environment. The scientific contribution lies in the domain-specific operationalization of integration principles for tube fabrication through a governed process architecture that relocates geometric finalization to engineering, formalizes transitions between engineering and manufacturing, and institutionalizes manufacturing knowledge within digital design processes. The proposed process architecture comprises model-based tube system specification, manufacturing-oriented design validation, deterministic derivation and controlled release of fabrication data, digitally driven prefabrication, and structured geometric verification prior to assembly. In addition, technical and organizational boundary conditions, including data continuity, interface governance, and knowledge integration, are systematically addressed. The resulting framework provides a conceptual basis for reducing assembly-driven iteration, increasing reproducibility, and supporting the formalization of manufacturing knowledge in mechanical and plant engineering.

Introduction

Tubing systems assume a central functional role in mechanical and plant engineering. They enable the transportation of media, the transmission of energy, and the interconnection of subsystems, thereby significantly influencing the integration density, maintainability, and overall structural layout of technical installations. Due to their spatial integration within complex assemblies, tubing systems are frequently routed through densely packed installation spaces and must be coordinated with mechanical structures, electrical components, and

functional modules. As a result, their geometric configuration directly affects accessibility, serviceability, and assembly feasibility [1].

In project-driven production environments typical of Engineer-to-Order (ETO) contexts, tube routing is subject to project-specific spatial constraints, customer-defined boundary conditions, and installation-related limitations. Each project may require individual adaptations, resulting in a high degree of geometric variability and limited reuse of standardized solutions. Within such environments, tubing systems often emerge at the intersection of multiple engineering disciplines and organizational units, requiring continuous coordination between design, manufacturing, and assembly [2–5].

Despite this systemic relevance, tube fabrication in industrial practice frequently remains assembly-driven, which means that the detailed specification of tube geometries is often postponed to late project phases, when surrounding components have already been manufactured or installed. Consequently, geometrical data are derived from measurements taken on the physical assembly, adjustments are performed iteratively during installation, and bending operations are partially based on tacit expert knowledge [6, 7]. While this approach allows flexible adaptation to unforeseen boundary conditions, it shifts complexity and uncertainty into late project phases, where modifications are associated with higher coordination effort and increased correction costs. Furthermore, the strong dependence on individual expertise limits transparency, standardization, and scalability [8, 9].

At the same time, the technological prerequisites for automated tube production are largely available. Modern computer numerical control (CNC) tube bending machines enable precise and repeatable forming operations [10, 11], while advanced CAD and CAM systems support the generation of detailed three-dimensional geometries and manufacturing-oriented data [12]. Nevertheless, in many industrial settings, design models, manufacturing preparation, and bending machine programming are organized in separate software environments without consistent data interfaces. Geometric information is therefore often manually transferred, reinterpreted, or re-entered, leading to media disruptions, redundant data handling, and potential inconsistencies between engineering intent and manufacturing execution [13].

These structural characteristics become increasingly critical under conditions of shortened project lead times, rising product variability, and growing demands for documentation and lifecycle traceability [2, 14, 15]. In parallel, demographic change intensifies the need for process architectures that reduce dependence on tacit expert knowledge and stabilize data handovers across organizational interfaces [16, 17]. Against this background, tube fabrication can no longer be regarded merely as an isolated bending operation, but must be understood as an integration problem at the interface of engineering, manufacturing, and assembly [15, 16, 18, 19].

Despite the availability of CAD/CAM systems and automated tube bending technologies, the literature still lacks a domain-specific process architecture that systematically relocates geometric finalization, manufacturability validation, and product–process coordination to early digital stages in project-driven environments. While concepts such as Design for Manufacturing (DfM) and Integrated Product–Process Engineering (IPPE) emphasize the importance of aligning product and production development, their systematic operationalization for tube fabrication in project-driven mechanical and plant engineering environments has not yet been elaborated. In particular, a structured process architecture that governs the transition between engineering, manufacturing, and assembly while relocating geometric finalization to early digital stages is largely absent.

The objective of this study is to analyze the current state of tube fabrication in mechanical and plant engineering and to develop a conceptual process architecture for integrated digital tube fabrication. Based on typical industrial process structures, a digitally supported process architecture is conceived that systematically links design specification, manufacturing-oriented data generation, and automated bending processes. By structurally integrating these steps, the

proposed approach establishes a basis for reducing assembly-driven adjustments, increasing process reliability, and enabling the durable externalization of expert knowledge within project-driven production environments.

Conventional Tube Fabrication and Structural Challenges

Conventional Tube Fabrication. In many mechanical and plant engineering environments, tube fabrication follows a process logic that is closely intertwined with installation activities. Rather than being fully specified during early design stages, tube geometries are often finalized in later project phases, when the spatial configuration of surrounding components has already been established. Therefore, tube fabrication is not consistently treated as a distinct manufacturing process with clearly defined input data, but frequently evolves in parallel with assembly operations. The conventional process logic, reflecting observed industrial practice in mechanical and plant engineering projects, is schematically illustrated in Figure 1.

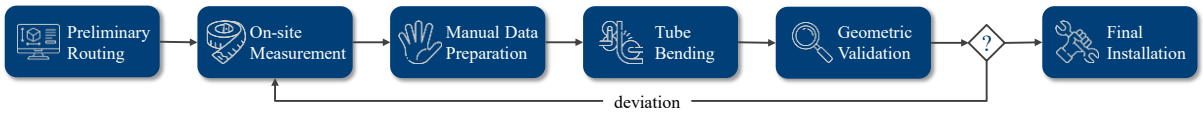


Figure 1: Conventional Tube Fabrication Process

It typically begins with a preliminary routing concept in the design phase. While general connection points, media interfaces, and functional requirements are defined, the detailed geometric specification of individual tubes is often incomplete. Exact bending radii, intermediate support points, and collision-free routing through installation spaces are not always fully resolved in the digital model. Instead, such details are frequently determined once the physical assembly is available.

During subsequent installation or pre-assembly stages, tube lengths and bending geometries are derived directly from the real product through on-site measurement. This shifts geometric responsibility from engineering to installation, effectively transforming assembly into a geometry-defining environment. Such procedures may involve manual measurement of distances between connection points, the use of templates or provisional mock-ups, and visual assessment of available installation space. The resulting geometric information is then transferred into manual data preparation, where measurement data are interpreted and prepared for manufacturing [6, 7].

Tube bending is subsequently performed using either manual or CNC-based bending equipment, depending on the available infrastructure and degree of automation. However, even when automated equipment is available, machine programs frequently rely on manually interpreted measurement data rather than on fully defined digital design datasets. In less automated environments, bending parameters and geometric corrections are directly adjusted by experienced operators. Consequently, the bending operation often compensates for geometric uncertainties originating from earlier process steps rather than executing predefined and digitally validated manufacturing data.

After bending, the produced tube undergoes geometric validation against the surrounding assembly. As indicated in Figure 1, this validation step represents a decision point. If deviations are detected, the process returns to renewed on-site measurement and data preparation. This iterative loop may occur multiple times until geometric conformity is achieved. Only after successful validation is the tube transferred to final installation as a stable end state.

Within this process logic, geometric determination is therefore not completed during design but effectively finalized through iterative validation in the physical assembly context. Tube fabrication assumes a reactive role within the overall project structure, adapting to the current installation state rather than operating as a predefined and reproducible manufacturing process.

From an information perspective, this process logic is typically accompanied by fragmented data structures. Preliminary design models, measurement results, bending data, and installation adjustments are often documented in separate formats or systems. In many cases, measurement results and as-built geometries are not systematically transferred back into the digital design model. As a result, deviations between planned routing concepts and realized geometries may remain insufficiently represented in a consistent digital dataset [13].

This fragmentation becomes particularly evident at organizational interfaces. Design departments, manufacturing preparation, bending machine operators, and installation teams frequently operate within partially separated information environments. The absence of a consistent data handover mechanism increases the likelihood of interpretation differences, redundant data processing, and inconsistent geometry definitions.

Furthermore, the conventional process relies heavily on individual experience. The assessment of feasible bending radii, compensation for springback, routing adjustments within confined installation spaces, and decisions regarding installation sequencing are often based on tacit knowledge accumulated over years of practice. While this experiential expertise enables practical problem-solving, it also limits standardization and hampers the transferability of process knowledge across projects and organizational units [20].

Overall, the conventional tube fabrication process can be characterized as assembly-driven and reactive. As illustrated in Figure 1, geometric validation and iterative correction occur after bending and prior to final installation, resulting in a partially iterative process structure. The final tube geometry emerges through successive adaptation in the physical assembly context rather than through a fully defined and digitally consistent process architecture. This empirical process logic constitutes the structural foundation for the structural challenges analyzed in the following section.

Structural Challenges in Tube Fabrication. The process logic of conventional tube fabrication described in the previous section should not be interpreted as an isolated operational peculiarity. Rather, it is structurally embedded in project-driven production environments. In mechanical and plant engineering, tube fabrication exhibits typical characteristics of ETO contexts. ETO refers to production environments in which products are engineered and manufactured based on specific customer requirements, with significant portions of the design and specification process occurring after order entry [3, 15].

Such environments are characterized by high product variability. In tube fabrication, this often translates into late-stage routing adjustments, repeated on-site measurements, and unstable geometric input data for CNC bending operations. Engineering activities are frequently performed under conditions of uncertainty, where boundary conditions evolve over the course of the project and technical solutions are progressively refined rather than fully predefined at the outset [3, 15, 21].

In such settings, engineering and production activities are tightly interrelated, yet not always synchronously integrated. Design decisions often continue into advanced project phases, while manufacturing preparation must already proceed in parallel. This temporal overlap increases coordination complexity and reduces the stability of input data for downstream processes. In addition, the interdependence of mechanical, electrical, and process-related subsystems requires cross-disciplinary alignment, which further complicates the early and complete specification of geometries. For tube fabrication, this results in routing decisions that are frequently influenced by evolving spatial constraints and late adjustments of surrounding components.

Beyond environmental characteristics, organizational and structural conditions significantly shape the realization of tube fabrication processes. In many companies, engineering and manufacturing operate within partially separated organizational domains. Different software systems, heterogeneous data formats, and discipline-specific documentation standards limit seamless data exchange. Instead of a continuous digital data chain, information is frequently

transferred through intermediate documents, spreadsheets, or manual reinterpretation steps. Such fragmented IT landscapes and manual data transfers increase the risk of data inconsistency and reduce traceability across the product lifecycle [22, 23].

A particularly critical aspect concerns limited digital data continuity. Although detailed CAD models may exist for primary components, manufacturing-relevant information for tube bending – such as exact bend sequences, compensation values, or installation allowances – is not consistently embedded in an integrated data model. The absence of a bidirectional digital thread between design and fabrication prevents systematic feedback of as-built geometries into engineering models. Consequently, deviations resolved during installation often remain undocumented within the digital dataset, thereby weakening long-term knowledge accumulation and reproducibility in tube fabrication processes [24, 25].

These structural conditions interact with the project-driven environment to produce distinct process-level effects in tube fabrication. As described in the previous section, geometric determination frequently occurs in a reactive manner. Instead of deriving tube geometries from fully defined and manufacturing-oriented digital models, final geometries emerge through iterative adaptation within the physical assembly context. Iterative validation loops between measurement, data preparation, and bending represent a practical response to uncertain or incomplete input data in tube fabrication workflows.

While such loops provide flexibility in handling variability, they also generate rework and adjustment efforts that reduce process predictability. Rework in ETO contexts is widely recognized as a consequence of evolving specifications and incomplete integration between engineering and production [16, 26, 27]. In tube fabrication, such rework manifests as repeated measurement cycles, geometric corrections, or remanufacturing of bent components until acceptable conformity is achieved.

Another systemic effect is the increasing dependency on tacit knowledge. When digital models do not comprehensively represent manufacturing constraints and installation realities, experienced personnel compensate for these deficiencies through implicit expertise. Knowledge regarding feasible bending radii, compensation for springback, or routing strategies in confined installation spaces becomes embedded in individuals rather than in formalized process definitions. While such expertise ensures operational functionality, it also stabilizes knowledge silos and impedes the institutionalization of standardized and transferable procedures within tube fabrication processes [28, 29]. Figure 2 illustrates how project-driven environmental characteristics and fragmented organizational structures jointly shape these process-level effects.

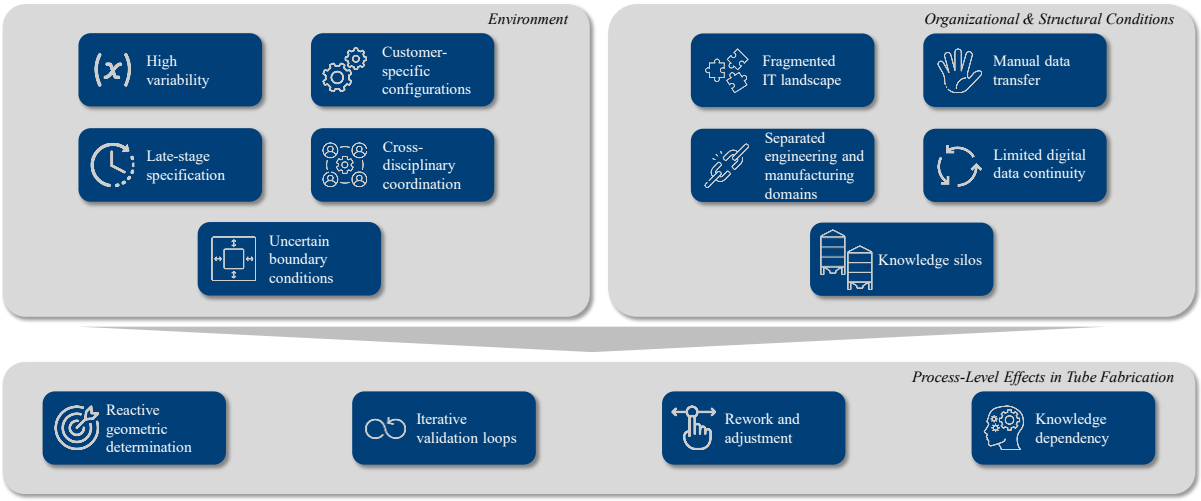


Figure 2: Contextual and Organizational Influencing Factors in Conventional Tube Fabrication

The observed phenomena, including reactive geometric determination, iterative validation loops, rework, and knowledge dependency, should therefore be understood as structural consequences of limited integration between engineering and manufacturing rather than as isolated operational shortcomings in tube fabrication.

Accordingly, the core structural challenge of tube fabrication does not primarily lie in the technical capability of bending equipment or the availability of digital design tools. Instead, it resides in the insufficient alignment of engineering specifications, data architecture, and manufacturing processes. Addressing this challenge requires a conceptual reconsideration of how tube fabrication is integrated into the broader digital process architecture, which is developed in the following section.

Conceptual Process Architecture for Integrated Digital Tube Fabrication

Transformation of the Process Logic. Conventional tube fabrication is characterized by an assembly-driven process logic in which geometric finalization and manufacturability clarification occur late and reactively. The transformation toward digital tube fabrication therefore requires not the isolated optimization of individual process steps, but the restructuring of decision points, validation logic, and inter-domain data transitions.

A central prerequisite for such a transformation is the early and systematic consideration of manufacturing constraints during product definition. As shown in the previous section, the reactive and iterative nature of conventional tube fabrication largely results from the late incorporation of bending-related restrictions and installation constraints. Within the framework of DfM, product characteristics are deliberately designed to ensure manufacturability, reproducibility, and process robustness. DfM assumes that manufacturing knowledge must inform design decisions from the outset, rather than being applied retrospectively during production. In this sense, DfM directly addresses the structural deficit identified in conventional tube fabrication, namely the separation between geometric specification and manufacturing feasibility [30–32].

Transferred to tube fabrication, this implies that bending radii, minimum distances between adjacent bends, clamping and tool access requirements, orientation dependencies, and machine-specific tolerance capabilities must be represented as explicit design constraints rather than as implicit shop-floor knowledge. Their derivation cannot remain ad hoc. Instead, such constraints must be established from a combination of machine specifications, tooling data, empirical process knowledge, and measured production feedback, and subsequently consolidated in rule libraries that can be referenced during design validation. In this way, manufacturability is not assessed only at the bending stage but progressively embedded in the digital product definition.

However, the early consideration of manufacturing constraints alone is insufficient. While DfM primarily focuses on manufacturability at the level of individual product features, the structural challenges identified in the previous section extend beyond isolated design decisions. They concern the systemic separation of engineering and manufacturing domains. In this context, the concept of IPPE provides a suitable reference framework. IPPE advocates the parallel and integrated development of product and production processes, thereby reducing the discontinuities that arise from sequential design-to-manufacturing handovers. Especially in project-driven environments characterized by evolving specifications, such integration enables the continuous alignment of geometric decisions and process capabilities [15, 16, 18, 19]. The objective is to systematically account for interdependencies between design decisions and process capabilities at an early stage.

Applied to tube fabrication, this integration principle implies that routing design, manufacturing-oriented data generation, and bending process planning must not be treated as isolated domains. Instead, bidirectional interaction between design and manufacturing is required. Geometric decisions should be continuously evaluated with regard to

manufacturability, while process constraints should be explicitly fed back into design models. In this sense, digital tube fabrication requires not only consistent data transfer, but a conceptual integration of engineering and manufacturing logic.

To date, a structured transfer of these integration principles to tube fabrication in project-driven mechanical engineering environments has not been systematically elaborated. The present work addresses this gap by proposing an integrated digital process logic tailored to tube fabrication.

The transformation of the process logic can thus be described as a relocation of the geometric decision point. In the conventional approach, final geometry emerges through iterative validation within the installation context. In an integrated approach, geometric determination is completed within the digital engineering and process planning stages, supported by explicit manufacturability criteria and structured data validation. Physical installation no longer serves as a corrective environment for geometric inconsistencies, but as the implementation of predefined and manufacturing-oriented tube components. This transformation represents the conceptual core of the proposed process architecture.

Such a transformation presupposes that digital models contain not only functional and spatial information, but also manufacturing-relevant parameters in a structured form. Furthermore, geometric data derived during design must be transferred to bending systems without media discontinuities and without manual reinterpretation. The systematic coupling of product definition and process planning therefore constitutes the conceptual foundation for an integrated digital tube fabrication process.

In essence, the proposed transformation can be understood as three interrelated architectural shifts: the relocation of geometric finalization from installation to engineering, the formalization of transitions between engineering and manufacturing domains, and the institutionalization of manufacturing knowledge within engineering through structured rules and digital feedback mechanisms.

Integrated Digital Process Architecture. Within the context of this paper, a process architecture refers to the structured configuration of process stages, governed transitions, and feedback loops that together determine where decisions are made and how data responsibilities are distributed along the tube fabrication process architecture. Building on these principles, the following section develops a structured digital process architecture that operationalizes the described integration logic within the context of tube fabrication. Figure 3 presents the integrated digital process architecture for tube fabrication. The proposed structure represents a deliberate transformation of the conventional, assembly-driven process logic analyzed in the previous section.

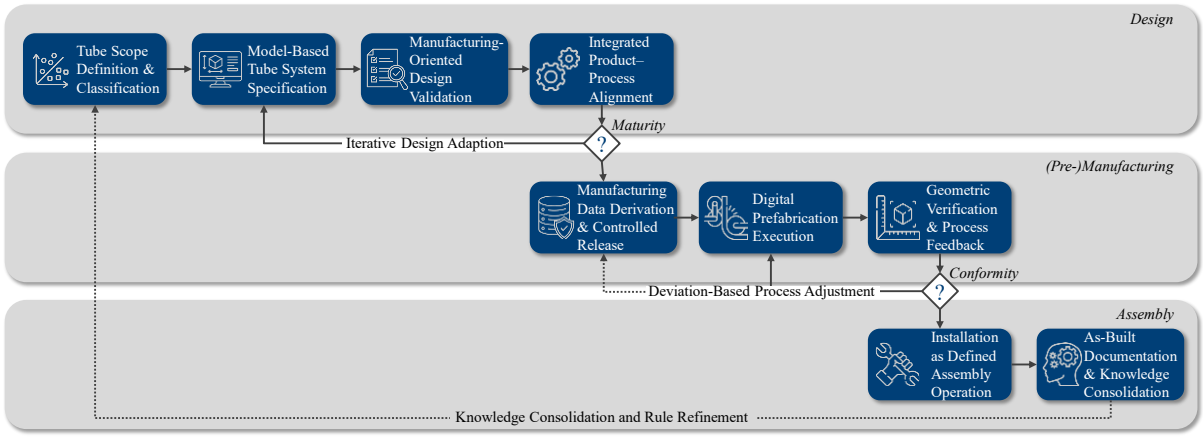


Figure 3: Integrated Digital Process Architecture

While the traditional process is characterized by sequential handovers, late geometric determination, and assembly-based validation, the integrated process reconfigures the

temporal, informational, and organizational structure of tube fabrication. Geometric specification, manufacturability validation, and process alignment are systematically relocated to earlier, digitally governed stages. In doing so, the process architecture directly addresses the identified research gap: the absence of a structured integration mechanism that couples engineering and manufacturing in project-driven tube fabrication environments.

The proposed transformation is not limited to a procedural rearrangement of activities but fundamentally restructures how geometric definition, inter-domain coordination, and organizational learning are governed within tube fabrication. In the conventional process, geometric finalization emerges late and reactively during installation, inter-domain transitions remain largely informal, and experiential knowledge accumulates in a fragmented and person-dependent manner. The integrated process architecture repositions geometric determination to early digital stages, formalizes the transition between engineering and manufacturing through explicit decision gates, and embeds structured feedback mechanisms that consolidate knowledge at the level of standardized rules rather than individual experience.

The process begins with the definition and classification of tube classes. In contrast to conventional practice, where tube relevance often emerges implicitly during assembly, this step explicitly formalizes the tubing domain within the product architecture. Tubes are classified according to diameter, material, criticality, and complexity, and a structured rule set is established defining permissible bending radii, interface standards, and identification logic. Additionally, manufacturing responsibility is clarified through a make-or-buy determination. This formalization transforms tubes from reactive installation artifacts into defined engineering objects subject to standardized constraints. The relevance of this step lies in establishing organizational and technical preconditions for digital continuity.

The rule set established at this stage should not be interpreted as a static catalogue. Rather, it constitutes a governed knowledge structure in which permissible bending radii, minimum straight lengths, bend-to-bend distances, tooling envelopes, and inspection requirements are assigned to defined tube classes and continuously refined through manufacturing feedback. Such class-based rule formalization creates the precondition for transferring process knowledge into engineering in a reproducible manner and for enabling CAD-based validation prior to fabrication release.

Building on this foundation, model-based tube system specification integrates routing into the digital product model as a structured geometric entity. Unlike conventional preliminary routing, which frequently remains incomplete until physical measurement is available, routing is treated as a binding design component. Spatial constraints, connection definitions, and functional relationships are embedded directly within the model. This relocation of geometric representation is fundamental: tube geometry is no longer derived from physical reality but defined within a shared digital context.

The subsequent manufacturing-oriented design validation operationalizes DfM at the level of tube geometry. The digital model is systematically assessed against manufacturing constraints, including bending radii, tool accessibility, clamping logic, and reference positioning. The objective is the reduction of geometric ambiguity and the assurance of deterministic data derivation. In conventional processes, manufacturability conflicts often surface only during bending or installation. Here, these conflicts are resolved within the design domain. This step therefore transforms DfM from a general design principle into a domain-specific validation mechanism for tube fabrication [30–32].

At the same time, manufacturability validation cannot be reduced to nominal geometry checks alone. In tube bending, process capability is influenced by material behavior, springback, bend radius, sequence interactions, and part complexity, particularly in the case of multiply bent tubes with narrow tolerance fields. Consequently, validation must distinguish between geometrical feasibility and capability-consistent manufacturability. In practical terms, this requires the use of rule-based tolerance classes, machine-specific correction values, and,

where necessary, first-part qualification procedures before a data set can be considered sufficiently mature for controlled release. Especially in single-piece and small-batch contexts, such measures are essential for preventing the digital model from creating an unrealistic expectation of deterministic first-pass conformity.

Integrated Product–Process Alignment implements the IPPE principle through structured bidirectional coordination between design and process planning. Bending sequences, machine capabilities, inspection strategies, and installation feasibility are evaluated in conjunction with the validated geometry. Importantly, this coordination occurs prior to manufacturing release. Where inconsistencies are identified, iterative adjustments are performed digitally. In contrast to conventional trial fitting during assembly, iteration is confined to the virtual domain. This relocation of iteration from physical to digital space constitutes a central structural difference to the conventional process [16, 18, 19].

The transition from design to manufacturing is governed by the first explicit decision point, the Maturity gate. Maturity denotes that geometric specification, manufacturability validation, and product-process alignment have been completed and that no unresolved dependencies remain. In conventional practice, the transition from engineering to manufacturing is frequently informal and implicitly validated during installation. By contrast, the Maturity gate formalizes and governs this interface. It prevents premature data release and structurally separates design completion from manufacturing execution.

Following confirmation of maturity, manufacturing data derivation and controlled release ensures deterministic and version-controlled extraction of fabrication-relevant parameters. Bending instructions, geometric definitions, identification structures, and documentation elements are derived directly from the validated model. Version control mechanisms ensure that engineering changes propagate consistently and transparently. This step addresses the fragmented data structures described in the previous section by establishing a single authoritative data source for fabrication.

Digital Prefabrication Execution is performed based on the released data package. Whether fabrication occurs in-house or externally, execution is driven by structured digital specifications rather than interpretative measurement data. The relocation of data interpretation from the shop floor to the digital engineering domain reduces dependency on tacit operator knowledge and enhances reproducibility across projects. In Geometric Verification and Process Feedback, fabricated tubes are inspected against the released digital reference. Deviations are addressed through deviation-based process adjustments within the manufacturing domain. This confinement of corrective iteration to fabrication represents a fundamental departure from the conventional process, where assembly often functions as the primary validation environment. Here, assembly is shielded from geometric uncertainty.

The transition to assembly is governed by the Conformity gate. Conformity certifies verified alignment between actual geometry and released specification. Only components meeting this criterion proceed to installation. This gate structurally ensures that assembly does not become a corrective domain. In Installation as Defined Assembly Operation, prefabricated tubes are integrated without geometry-defining adaptation. Assembly is thereby repositioned from a primarily geometry-defining fitting process toward a controlled integration stage within the digital process architecture. This redefinition directly addresses the assembly-driven finalization characteristic identified in the conventional process.

Finally, As-Built Documentation and Knowledge Consolidation ensure systematic recording of the installed configuration. Digital documentation, optionally supported by geometric scanning, secures lifecycle traceability and supports maintainability. More importantly, structured feedback into tube scope definition and classification enables refinement of rule sets and standards across projects. Unlike conventional tacit knowledge accumulation, this feedback mechanism institutionalizes learning at the level of formalized design and manufacturing rules.

Taken together, the integrated digital process architecture transforms tube fabrication from a sequential, reactive, and installation-dependent activity into a governed, digitally coupled engineering–manufacturing system. By introducing explicit validation stages, formal transition gates, deterministic data derivation, and structured knowledge feedback, the process operationalizes integrated product–process development within project-driven environments. It thereby provides a structural response to the fragmentation, iteration, and knowledge dependency identified as characteristic challenges of tube fabrication in Engineer-to-Order contexts.

Technical and Organizational Boundary Conditions. The integrated digital process architecture introduced in the previous section represents a structural reconfiguration of tube fabrication. Its viability, however, is contingent upon specific technical and organizational boundary conditions. The relocation of geometric determination and validation to early digital stages can only be sustained if corresponding data infrastructures, governance mechanisms, and competence structures are in place. Without these enabling conditions, the proposed gates and feedback mechanisms risk becoming formal mechanisms without practical effect.

A primary prerequisite concerns system integration and data continuity across engineering and manufacturing interfaces. In tube fabrication, this particularly affects the CAD-CAM chain, where routing geometries, bend parameters, and manufacturing data must be consistently transferred from design models to tube bending programming systems. The Maturity and Conformity gates presuppose that digital product models, manufacturing data derivation, and machine execution are connected through deterministic data flows. If design data must be manually reformatted, re-entered, or interpreted at interface boundaries, geometric ambiguity is reintroduced and the structural objective of early validation is undermined. Media discontinuities – such as spreadsheet-based intermediate states, PDF-based data handovers, or isolated CAM programming – fragment the data backbone and prevent the establishment of a single authoritative data source. Consequently, digital continuity is not merely a technical convenience but a structural requirement for relocating validation from assembly to design and manufacturing domains [13].

Closely related is the governance of organizational interfaces. The integrated process logic formalizes transitions between engineering, manufacturing preparation, fabrication, and assembly. For these transitions to function as controlled decision points rather than informal handovers, responsibilities for data ownership, release authority, and feedback initiation must be explicitly defined. In conventional environments, iterative correction during installation often compensates for ambiguous interface definition. The proposed structure reduces reliance on this corrective buffer and therefore increases the necessity for clearly governed inter-domain coordination. In make-or-buy constellations, this becomes particularly critical, as external suppliers must operate on identical data standards and verification logic to maintain structural consistency across organizational boundaries.

A further boundary condition concerns the generation, maintenance, and organizational anchoring of manufacturing knowledge within the engineering domain. The relocation of manufacturability validation to early design stages presupposes that bending capabilities, tolerance models, tool constraints, minimum bend distances, sequence dependencies, and compensation values are available as structured and governed design rules. Such rules should not merely be derived from generic manufacturing knowledge, but from concrete capability-relevant artefacts, including machine-specific bending windows, tooling and clamping specifications, empirically determined correction values for defined material–diameter combinations, approved bend sequences for recurring tube classes, and measured deviation patterns from trial bending, fabrication, and geometric verification. Their operationalization may take the form of class-specific rule tables, CAD-integrated check routines, parameter libraries for CAM generation, and release criteria linked to defined tolerance classes. Only if this knowledge is maintained as a controlled digital asset, rather than remaining tacit and

person-bound on the shop floor, can early validation acquire substantive rather than merely procedural meaning [31, 32].

In project-driven environments, structured change management constitutes an additional critical factor. ETO contexts are characterized by evolving specifications and late-stage adjustments. The integrated digital process architecture must therefore ensure that design modifications propagate consistently into manufacturing data packages without creating parallel or inconsistent data states. Version-controlled release mechanisms are essential to preserve the integrity of the Maturity gate and to prevent downstream fabrication based on obsolete data. In operational terms, the Maturity gate may be implemented through a defined release procedure in which validated geometry, completed manufacturability checks, approved bending and clamping logic, and confirmed process feasibility are consolidated in a controlled release status before fabrication data are issued. Without such mechanisms, the structural separation between digital validation and physical execution collapses under dynamic project conditions [3, 33, 34].

The integration of geometric scanning and as-built data management further reinforces the structural objectives of the process architecture. While scanning does not substitute for manufacturing-oriented design validation, it strengthens lifecycle traceability and provides an empirical feedback channel. Geometric verification through structured measurement supports the Conformity gate by objectively confirming alignment between fabricated components and digital specifications. In retrofit or brownfield scenarios, reverse engineering techniques enable the reconstruction of digital baselines, thereby extending the integrated logic beyond new-build contexts. However, scanning only contributes to structural integration if measurement data are embedded within the same data governance framework; isolated scan files without model integration would reproduce the fragmentation observed in conventional processes [35, 36].

In this context, as-built and verification data assume a dual role. Beyond conformity assessment of individual parts, measured deviations can be aggregated to refine rule sets, correction values, and tolerance assumptions for future projects. The feedback mechanism is therefore not limited to documentation, but contributes to the progressive stabilization of design rules and validation logic.

From an organizational perspective, the transformation also entails a redistribution of competencies. In conventional tube fabrication, installation personnel frequently compensate for geometric uncertainty through tacit adaptation. The integrated approach shifts this corrective responsibility toward earlier engineering stages. This shift increases the demand for cross-domain competence, particularly regarding manufacturing constraints within design activities. Without targeted qualification and knowledge transfer, early validation risks becoming a procedural formality rather than a substantive integration mechanism [13, 20, 28, 29].

Finally, economic scalability and contextual suitability must be considered. The level of digital integration justified depends on tube complexity, repetition frequency, and project scale. In highly unique or extremely low-volume scenarios, the effort required for comprehensive rule formalization and data governance may exceed immediate operational gains. The proposed process architecture should therefore be understood as a scalable integration architecture whose depth of implementation can be adjusted to contextual demands. In summary, the technical and organizational boundary conditions clarify that the integrated digital process architecture is not solely a methodological construct but a systemic transformation requiring aligned infrastructures, governance structures, and competence development. Only under these enabling conditions can the structural shift from reactive, assembly-driven tube fabrication to digitally governed, integrated product–process execution be sustainably realized.

Discussion

The proposed integrated digital process architecture constitutes a conceptual contribution to the structural integration of tube fabrication in project-driven mechanical and plant engineering

environments. Rather than introducing new manufacturing technologies or software tools, the contribution lies in the systematic reconfiguration of process logic. In particular, the relocation of geometric determination and validation from assembly to digitally governed design and manufacturing stages addresses the fragmentation and reactive correction mechanisms identified in the analysis of the conventional process. By formalizing domain transitions through explicit Maturity and Conformity gates and embedding structured feedback mechanisms, the process architecture operationalizes integrated product–process development for tube fabrication.

In relation to existing literature, the proposed process architecture builds upon established principles such as Design for Manufacturing and Integrated Product–Process Engineering. However, while DfM and IPPE have been extensively discussed as general integration paradigms, their structured transfer to tube fabrication in project-driven contexts has not been systematically elaborated. The contribution of this work lies in the domain-specific operationalization of integration principles for tube fabrication. The proposed process architecture translates these principles into a structured configuration of process stages, governed transitions, and feedback loops that enable the systematic integration of engineering and manufacturing activities. It demonstrates how integration principles can be concretized for a traditionally assembly-driven fabrication process characterized by spatial uncertainty and high variability [16, 18, 19, 31–33].

The structural differences to the conventional process are not incremental but architectural. In conventional tube fabrication, geometric finalization frequently emerges during installation, inter-domain handovers remain partially informal, and experiential knowledge compensates for incomplete digital specification. In contrast, the integrated process architecture redefines the timing and governance of geometric validation. Assembly no longer serves as a corrective domain, but as a controlled integration step based on validated components. This distinction is central, as it transforms the role of installation from geometry-generating activity to execution activity and thereby reduces structural dependence on tacit expertise [3, 16, 28].

Despite these conceptual strengths, the practical applicability of the proposed architecture is bounded by manufacturing capability. The relocation of geometric finalization to early digital stages presupposes that the targeted tube geometry can be produced within a sufficiently stable and known tolerance field. This condition is not self-evident in tube fabrication. Springback effects, radius-dependent deviations, sequence interactions in multiply bent parts, and material-related variability may make the production of a conforming first part challenging, particularly where large bend radii coincide with strict installation tolerances. In such cases, the proposed process architecture does not eliminate uncertainty, but changes its locus: uncertainty must be absorbed through rule formalization, capability-based validation, first-part qualification, and structured feedback mechanisms before assembly release.

The applicability of the proposed structure is therefore particularly contingent in single-piece and small-batch Engineer-to-Order environments. Here, the economic effort associated with rule formalization, capability characterization, and data governance may exceed immediate gains if recurring tube classes or comparable routing patterns are absent. The architecture should therefore be understood less as a universally deterministic process model than as a scalable integration logic whose depth of implementation must be aligned with part complexity, tolerance requirements, recurrence, and available process knowledge.

The applicability of the proposed structure is therefore context-dependent. In highly unique, extremely low-volume, or rapidly evolving project environments, the effort required to formalize classification schemes and manufacturing rule sets may outweigh immediate operational benefits. Conversely, in contexts characterized by recurring structural patterns, defined tube classes, and moderate repetition frequency, the integrated process architecture provides a scalable architecture for stabilizing fabrication logic.

From a theoretical perspective, the process architecture contributes to the discourse on engineering–manufacturing integration by illustrating that integration is not solely a matter of technological connectivity but of structural governance. Explicit decision gates, deterministic data derivation, and confined feedback loops represent governance mechanisms that complement digital infrastructure. The work thus extends integration concepts by demonstrating their applicability to a fabrication domain traditionally perceived as assembly-driven and inherently reactive.

From a practical standpoint, the findings suggest that companies seeking to stabilize tube fabrication processes should prioritize rule formalization, interface governance, and version-controlled data release before investing in additional manufacturing technologies. The process architecture emphasizes that CNC capability alone does not ensure integration; rather, integration emerges from the structured coupling of product and process definition.

In summary, the integrated digital process architecture offers a structured response to the fragmentation, iteration, and knowledge dependency characteristic of conventional tube fabrication in Engineer-to-Order environments. While further empirical validation and economic assessment are required, the process architecture provides a coherent architectural model for relocating geometric determination and formalizing the interaction between engineering, manufacturing, and assembly domains.

Conclusion and Outlook

This paper analyzed the structural characteristics of conventional tube fabrication in mechanical and plant engineering and identified assembly-driven geometric finalization, fragmented data structures, and knowledge-dependent correction loops as central challenges. On this basis, an integrated digital process architecture was developed that systematically relocates geometric specification, manufacturability validation, and process alignment to early, digitally governed stages.

The core contribution of the work lies in the architectural restructuring of tube fabrication logic. By introducing explicit transition gates (Maturity and Conformity), deterministic manufacturing data derivation, and domain-specific feedback loops, the proposed process architecture operationalizes integrated product–process development for tube fabrication in project-driven environments. Assembly is thereby redefined as a controlled integration step rather than a corrective validation domain. The process architecture does not introduce new technologies but formalizes the structural coupling of engineering and manufacturing within an existing digital context.

The proposed model is conceptual in nature and requires further validation. Future work should focus on empirical case studies to evaluate its practical feasibility and quantify potential effects on lead time, rework rates, process stability, and cost structures. In addition, the development of implementation guidelines and maturity assessment models may support industrial adoption in varying organizational contexts.

Beyond tube fabrication, the underlying integration logic may offer transferable insights for other fabrication domains characterized by assembly-driven geometry determination and project-specific variability. At the same time, the practical benefit of the proposed approach is not uniform across all contexts. It is particularly beneficial in environments with recurring tube classes, moderate variability, defined tolerance requirements, and sufficient repetition to justify the formalization of design rules and release logic. In highly unique one-off situations with unstable boundary conditions and limited opportunities for rule reuse, the implementation effort may outweigh immediate operational gains. Further research should therefore examine the contextual suitability of the proposed structural principles across different assembly-dependent manufacturing settings. In this sense, the proposed model reframes tube fabrication as a governed product–process architecture while clarifying that the relocation of geometric finalization from assembly to engineering is especially advantageous where recurring structures and stable validation criteria can be established.

References

[1] R. W. Smith, "Plant layout and piping design: Project Management: A Reference for Professionals," 2017, doi: 10.1201/9780203741771.

[2] J. Ben Naylor, M. M. Naim, and D. Berry, "Leagility: Integrating the lean and agile manufacturing paradigms in the total supply chain," International Journal of Production Economics, vol. 62, 1-2, pp. 107–118, 1999, doi: 10.1016/S0925-5273(98)00223-0.

[3] J. Gosling and M. M. Naim, "Engineer-to-order supply chain management: A literature review and research agenda," International Journal of Production Economics, vol. 122, no. 2, pp. 741–754, 2009, doi: 10.1016/j.ijpe.2009.07.002.

[4] S. Hoekstra, Integral logistic structures: Developing customer-oriented goods flow. New York, NY: Industrial Press, 1992.

[5] J. Olhager, "Strategic positioning of the order penetration point," International Journal of Production Economics, vol. 85, no. 3, pp. 319–329, 2003, doi: 10.1016/S0925-5273(03)00119-1.

[6] D. Tabakajew and W. Homberg, "Increasing the efficiency of hot mandrel bending of pipe elbows," Procedia Engineering, vol. 207, pp. 2310–2315, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.10.1000.

[7] B. N. Parmar, S. Trivedi, D. Patel, and J. Pandya, "Design and development of fixture for bending of small size copper pipes," PROCEEDINGS ON SMART AND SUSTAINABLE DEVELOPMENTS IN ENGINEERING AND TECHNOLOGY, vol. 2024, p. 110007, doi: 10.1063/5.0212051.

[8] A. Rahman Abdul Rahim and M. Shariff Nabi Baksh, "The need for a new product development framework for engineer-to-order products," European Journal of Innovation Management, vol. 6, no. 3, pp. 182–196, 2003, doi: 10.1108/14601060310486253.

[9] D. R. Towill, "Construction and the time compression paradigm," Construction Management and Economics, vol. 21, no. 6, pp. 581–591, 2003, doi: 10.1080/0144619032000134110.

[10] H. YANG, H. LI, Z. ZHANG, M. ZHAN, J. LIU, and G. LI, "Advances and Trends on Tube Bending Forming Technologies," Chinese Journal of Aeronautics, vol. 25, no. 1, pp. 1–12, 2012, doi: 10.1016/S1000-9361(11)60356-7.

[11] A. Abd El-Aty et al., "A review on flexibility of free bending forming technology for manufacturing thin-walled complex-shaped metallic tubes," International Journal of Lightweight Materials and Manufacture, vol. 6, no. 2, pp. 165–188, 2023, doi: 10.1016/j.ijlmm.2022.09.007.

[12] G. Ding, L. Jiang, S. Qin, S. Zhu, and S. Ma, "Computer-integrated manufacturing system for tube bending," International Journal of Computer Integrated Manufacturing, vol. 25, no. 11, pp. 1059–1068, 2012, doi: 10.1080/0951192X.2012.684710.

[13] G. Winch, "Models of manufacturing and the construction process: the genesis of re-engineering construction," Building Research & Information, vol. 31, no. 2, pp. 107–118, 2003, doi: 10.1080/09613210301995.

[14] J. Bertrand and D. R. Muntslag, "Production control in engineer-to-order firms," International Journal of Production Economics, 30-31, pp. 3–22, 1993, doi: 10.1016/0925-5273(93)90077-X.

[15] P. Burggraf, J. Wagner, B. Heinbach, and F. Steinberg, "Machine Learning-Based Prediction of Missing Components for Assembly – a Case Study at an Engineer-to-Order

Manufacturer," IEEE Access, vol. 9, pp. 105926–105938, 2021, doi: 10.1109/ACCESS.2021.3075620.

[16] P. Burggräf, J. Wagner, and T. Weißer, "Knowledge-based problem solving in physical product development—A methodological review," Expert Systems with Applications: X, vol. 5, p. 100025, 2020, doi: 10.1016/j.eswax.2020.100025.

[17] U. Dombrowski, T. Mielke, and C. Engel, "Knowledge Management in Lean Production Systems," Procedia CIRP, vol. 3, pp. 436–441, 2012, doi: 10.1016/j.procir.2012.07.075.

[18] E. B. Magrab, Integrated Product and Process Design and Development: The Product Realization Process, Second Edition, 2nd ed. Hoboken: Taylor and Francis, 2009.

[19] W. Eversheim and G. Schuh, Integrierte Produkt- und Prozessgestaltung. Berlin, Heidelberg: Springer, 2005.

[20] E. B. Grant and M. J. Gregory, "Tacit knowledge, the life cycle and international manufacturing transfer," Technology Analysis & Strategic Management, vol. 9, no. 2, pp. 149–162, 1997, doi: 10.1080/09537329708524276.

[21] C. Hicks, T. McGovern, and C. Earl, "Supply chain management: A strategic issue in engineer to order manufacturing," International Journal of Production Economics, vol. 65, no. 2, pp. 179–190, 2000, doi: 10.1016/S0925-5273(99)00026-2.

[22] S. B. Gershwin, "The future of manufacturing systems engineering," International Journal of Production Research, vol. 56, 1-2, pp. 224–237, 2018, doi: 10.1080/00207543.2017.1395491.

[23] S. W. Arndt and h. kierzkowski, Fragmentation: New Production Patterns in the World Economy: Oxford University Press, 2001.

[24] T. A. Abdel-Aty and E. Negri, "Conceptualizing the digital thread for smart manufacturing: a systematic literature review," Journal of Intelligent Manufacturing, vol. 35, no. 8, pp. 3629–3653, 2024, doi: 10.1007/s10845-024-02407-1.

[25] Q. Zhang, J. Liu, and X. Chen, "A Literature Review of the Digital Thread: Definition, Key Technologies, and Applications," Systems, vol. 12, no. 3, p. 70, 2024, doi: 10.3390/systems12030070.

[26] B. M. Kennedy, D. K. Sobek, and M. N. Kennedy, "Reducing Rework by Applying Set-Based Practices Early in the Systems Engineering Process," Systems Engineering, vol. 17, no. 3, pp. 278–296, 2014, doi: 10.1002/sys.21269.

[27] Ronald W. Jones, Fragmentation: New production patterns in the world economy. Oxford: Oxford Univ. Press, 2001.

[28] A. Gunasekaran and E. W. T. Ngai, "Knowledge management in 21st century manufacturing," International Journal of Production Research, vol. 45, no. 11, pp. 2391–2418, 2007, doi: 10.1080/00207540601020429.

[29] J. Howells, "Tacit knowledge," Technology Analysis & Strategic Management, vol. 8, no. 2, pp. 91–106, 1996, doi: 10.1080/09537329608524237.

[30] G. Boothroyd, "Product design for manufacture and assembly," Computer-Aided Design, vol. 26, no. 7, pp. 505–520, 1994, doi: 10.1016/0010-4485(94)90082-5.

[31] G. Boothroyd, P. Dewhurst, and W. A. Knight, Product Design for Manufacture and Assembly: CRC Press, 2010.

[32] J. G. Bralla, Design for manufacturability handbook, 2nd ed. Boston, Mass.: McGraw-Hill, 1999.

[33] O. Radišić-Aberger, P. Burggräf, F. Steinberg, A. Becher, and T. Weißer, "Evaluating early predictive performance of machine learning approaches for engineering change schedule – A case study using predictive process monitoring techniques," Supply Chain Analytics, vol. 8, p. 100087, 2024, doi: 10.1016/j.sca.2024.100087.

[34] N. Iakymenko, A. Romsdal, E. Alfnes, M. Semini, and J. O. Strandhagen, "Status of engineering change management in the engineer-to-order production environment: insights from a multiple case study," International Journal of Production Research, vol. 58, no. 15, pp. 4506–4528, 2020, doi: 10.1080/00207543.2020.1759836.

[35] E. Abdalla, S. Panfiglio, M. Parisi, and G. Di Bella, "A Review on Reverse Engineering for Sustainable Metal Manufacturing: From 3D Scans to Simulation-Ready Models," Applied Sciences, vol. 16, no. 3, p. 1229, 2026, doi: 10.3390/app16031229.

[36] K. Chaudhary and A. Govil, Application of 3D Scanning for Reverse Manufacturing and Inspection of Mechanical Components: Springer Nature, 2021.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 167 – 175
https://doi.org/10.25819/ubsi/11008

Enabling scalable and flexible production through digital twin-based robot–machine commissioning

Tadele Belay Tuli[a,*], Michael Schiller[b], Bernd Engel[c], Martin Manns[d]

PROTECH - Institut für Produktionstechnik, Department Maschinenbau, Universität Siegen, Paul-Bonatz-Straße 9-11, Tel.: +49 271 740 -2267, Siegen, 57076, Germany

{[a]tadele-belay.tuli, [b]michael.schiller, [c]bernd.engel, [d]martin.manns}@uni-siegen.de

Keywords: scalable production cell, digital twin, robot-machine interaction, flexible production.

Abstract. This paper presents a conceptual method for a digital twin–based framework for scalable, flexible robot–machine commissioning in batch production processes. Following the concept of virtual commissioning as defined in VDI 4499, this method proposes a robot-first, event-driven interaction paradigm in which a mobile manipulator initiates transportation, handling, and manipulation tasks while production machines remain in a ready state and respond to the robot's actions. The approach is validated through a proof-of-principle demonstration using a nine-degree-of-freedom mobile manipulator (*SkaBot9*) with an integrated shelf. The complete process logic and communication architecture are simulated and transferred to the physical system without structural changes. The results demonstrate that the proposed method supports early validation of robot–machine interaction and a potential for commissioning with flexible, mobile robot–based production systems.

Introduction

Manufacturing systems are increasingly required to operate efficiently under conditions characterized by batch-oriented production, high product variability, and frequent changeovers. In such environments, small lot sizes reduce the economic viability of rigid, tooling-intensive manufacturing concepts, motivating a shift toward adaptable production solutions. As a result, flexibility and scalability have become central objectives in the design of advanced manufacturing systems [1].

To meet these requirements, production is commonly organized as multi-step process chains distributed across multiple machines rather than as monolithic production lines. Modular and reconfigurable system architectures enable manufacturing capabilities to be combined into product-specific routes, allowing adaptation to changing demands and variants [2]. However, distributing processes across heterogeneous machines significantly increases system complexity, as process execution depends on reliable coordination, synchronization, and interaction between independent resources [3].

In such multi-machine production scenarios, transportation, handling, and manipulation are no longer auxiliary functions but essential requirements for maintaining process continuity. Workpieces, tools, and auxiliary equipment must be transferred reliably between machines to enable sequential processing. In this respect, mobile robotic systems equipped with manipulators provide a promising solution by decoupling material flow from fixed infrastructure and supporting both production-related and reconfiguration-related tasks. At the same time, the tight coupling between mobile robot arms and stationary machines introduces additional challenges during commissioning, as robot behavior, machine interfaces, and control logic must be validated across varying layouts and operating conditions [4].

To address these challenges, digital twins have emerged as a key enabling technology. According to VDI 4499 [5], a digital twin can be a component of virtual commissioning, which is a dynamic, virtual representation of the digital system that integrates geometry, kinematics, control behavior, and process logic, enabling systematic analysis and validation across the

system lifecycle [6]. In this aspect, virtual commissioning is a process of simulating and testing automation systems in a virtual environment before their physical implementation. When applied to commissioning, digital twins allow robot–machine interactions, motion sequences, and process transitions to be verified virtually before physical execution. This reduces commissioning risks, shortens ramp-up times, and supports scalable expansion of modular production systems [7].

Against this background, this paper presents a digital twin–based robot–machine commissioning concept for modular, batch-oriented production environments. The contribution is a conceptual framework and proof of principle, demonstrated in a demo cell, showing how flexible, scalable production can be enabled through systematic virtual validation and the seamless transfer of verified behavior to real-world operation.

Related Works

Batch production and multi-step, multi-machine manufacturing. Manufacturing under batch-production conditions and high product variability has been studied in the context of reconfigurable manufacturing systems (RMS). RMS research emphasizes modularity, integrability, and scalable capacity as key enablers for economically viable production in scenarios characterized by fluctuating demand and frequent changes [1]. These concepts explicitly target environments where small lot sizes and variant diversity make fixed production lines impractical.

Such production paradigms inherently rely on multi-step process chains distributed across multiple machines. Instead of concentrating all operations within a single system, manufacturing tasks are decomposed into specialized steps executed by heterogeneous resources. While this distribution increases adaptability, it also raises coordination effort and integration complexity, particularly during commissioning and ramp-up phases [3].

At the process level, flexible forming technologies contribute to batch-oriented production by reducing dependence on dedicated tooling. Advanced bending processes, including swivel bending and its extension toward three-dimensional forming, enable geometric flexibility while maintaining process stability. Recent studies demonstrate that such processes are well-suited to modular production environments in which forming operations are distributed across multiple machines [8]. In this context, a 3D bending process, as demonstrated in [9] using a 3D swivel bending machine, provides a comprehensive methodological foundation for process development, tool design, and parameter selection, thereby supporting the integration of 3D-capable bending processes into scalable production chains.

Transportation, handling, and manipulation requirements. Once production processes are distributed across multiple machines, transportation, handling, and manipulation become fundamental system requirements. Components, tools, and fixtures must be transferred reliably between stations to ensure uninterrupted process execution. Research on mobile and collaborative robotics shows that flexible production layouts depend heavily on automated handling solutions that can adapt to changing configurations [4].

Mobile robots equipped with manipulators are widely recognized as promising enablers in such environments, as they decouple material flow from fixed infrastructure and support both production and reconfiguration tasks. However, their integration introduces additional challenges related to coordination, safety, and interaction with stationary machines. Hierarchical motion control and real-time simulation approaches have therefore been proposed to enable early validation of robot behavior, which is particularly relevant for commissioning scenarios involving interacting robotic and machine systems [10].

Digital twins, cyber-physical production, and virtual commissioning. To manage the growing complexity of distributed production systems, digital twins have emerged as a central concept for linking physical assets to their digital representations throughout the system lifecycle [6]. In manufacturing, this concept is embedded within the broader framework of

cyber-physical production systems, which emphasize tight integration of computation, communication, and physical processes across multiple resources [3].

Virtual commissioning is a specialized application of digital twins that focuses on validating the behavior of automation software and systems before physical deployment. Virtual commissioning, as defined in VDI 4499 [5], relies on simulation models that execute control logic in a closed loop with a virtual representation of the physical system to validate functional behavior prior to real commissioning. Numerous studies report that virtual commissioning can significantly reduce commissioning time and late-stage integration errors by identifying logical and timing issues early in the development process [7,11].

Tooling flexibility and digital support for scalable production. In addition to system architecture and automation, tooling concepts are crucial for enabling flexible, scalable production. Research on additive and hybrid tooling demonstrates that digitally supported tool design and manufacturing can reduce lead times and support variant-rich production. For instance, the work presented in [12] investigates mechanical material properties and design principles for polymer additive tooling, providing evidence that tooling concepts can be adapted efficiently to changing production requirements. Complementary work combines additive manufacturing with digital twin concepts for bending-tool development, further strengthening the link between tooling flexibility and digital production approaches [8,13,14].

Research gap and positioning. Overall, the literature provides strong foundations for: (1) Batch-oriented, scalable production system design; (2) Multi-step, multi-machine process chains; (3) Automated transportation, handling, and manipulation using robotic systems; and (4) Digital twins and virtual commissioning as enabling technologies.

Nevertheless, the systematic commissioning of robot–machine interaction in batch-oriented, modular, and scalable production cells, including the seamless transition from virtual validation to physical execution, remains insufficiently addressed. The approach presented in this paper helps close this gap by proposing and demonstrating a digital twin–based commissioning workflow explicitly focused on flexibility and scalability.

Proposed Method

Considering a flexible, scalable production environment in which multiple machines must be dynamically served, Figure 1 illustrates a setup concept comprising several machine systems and a mobile manipulator robot system that we call *SkaBot9*. In this work, we propose a digital twin–based commissioning for flexible production processes as a proof of principle, demonstrating how transportation, manipulation, and handling tasks can be planned, validated in simulation, and transferred to a physical system using a decentralized software and communication architecture. This method assumes a scalable production cell in which resources are planned to be shared, and production processes may be subject to frequent changes. This leads to functional requirements such as transportation between machines, manipulation at machine interfaces, handling of parts using the integrated quick-exchange handling tools, and temporary storage using the shelf. From the robot's perspective, high-level process plans are decomposed into lower-level plans to develop robot-machine interaction. This includes physical and behavioral modeling of sensors, actuators, and visual elements of the scene graph. Then, based on the production process descriptions and the workstation layouts, the simulation is set up.

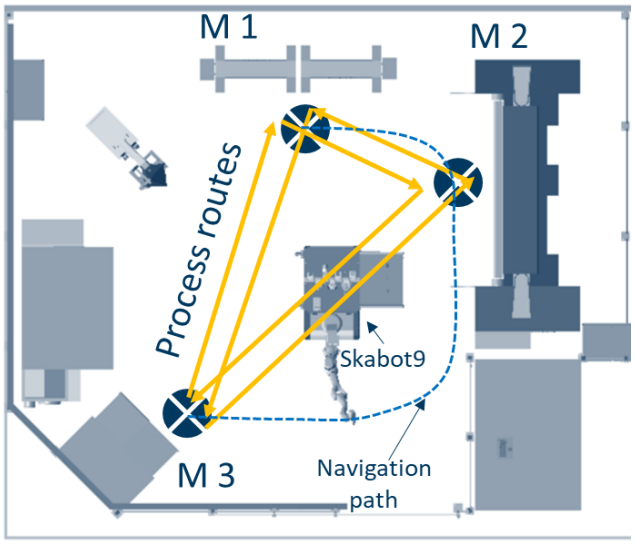


Figure 1: SkaLaB Cell for scalable production integrating multi machines (e.g., M1 – press machine, M2 – Bending machine, and M3 – Gravity rack system including multi-function higher degree freedom *SkaBot9* mobile arm.

Physical and behavioral modeling. The scene environment must explicitly model sensors, actuators, and the visual components of the *SkaLaB Demo Cell*, including the *SkaBot9* mobile manipulator and its peripherals. All relevant robot subsystems are represented using physical and kinematic models to ensure realistic system behavior during virtual commissioning. Since *SkaBot9* comprises a mobile base, a linear axis, a rotational φ-axis, and an additional seven-degree-of-freedom manipulator, in total nine degrees of freedom, each joint is modeled as an articulated body with joint limits, mass properties, inertia tensors, and drive characteristics. Actuated components, such as the motorized shelf with a rack-and-pinion mechanism and the quick-exchange handling interfaces, are represented with linear joint types and transmission models. This enables the simulation of coordinated motion, load handling, and interaction forces.

Perception components are explicitly modeled to reflect the system's sensor-based operation. In particular, the safety and navigation LiDAR (SICK® nanoScan3) is included with its field of view, scan resolution, and mounting configuration. Visual models of the robot, tools, workpieces, and workstations are combined with collision and contact geometries. Physical properties such as friction coefficients, contact parameters, and gravity are defined to enable realistic interaction between the robot, the environment, and handled parts. This comprehensive modeling approach ensures that the digital twin reflects both the functional and physical behavior of the *SkaBot9* system.

The behaviors are controlled using a closed-loop control structure that connects process planning, controllers, actuators, and sensors in simulation (see Figure 2). High-level process plans generate target states and task parameters that are forwarded to dedicated controllers for navigation, manipulation, and handling. These controllers compute actuator commands for the mobile base, linear and rotational axes, shelf mechanism, and manipulator joints. The resulting system behavior is observed through simulated and real sensors, including joint states and the LiDAR-based perception system. Sensor feedback is continuously evaluated and propagated back to the process layer, where it is used to assess task completion, detect deviations, and trigger subsequent events or replanning actions.

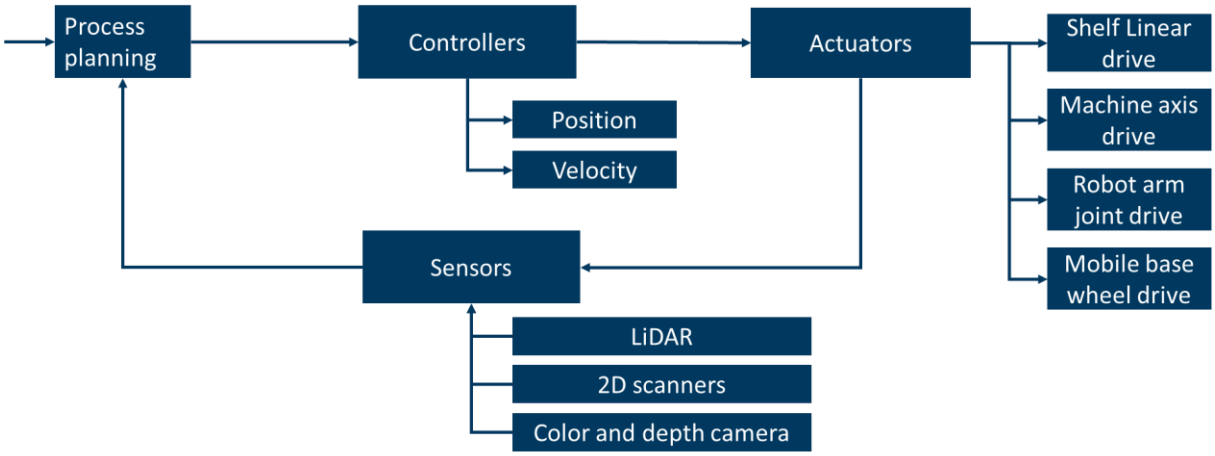


Figure 2: Overview of control and sensing structure of the system.

Event-driven robot-machine interaction. In addition to physical and behavioral modeling, the interaction between the robot and machine systems uses standard communication and control components within the digital twin. Decentralized control frameworks based on ROS2 are used to control the mobile base's navigation and the joint motion of the linear axis, rotational φ-axis, and manipulator joints. Navigation control is implemented as a separate module responsible for path-following and pose stabilization of the mobile platform within the simulated production environment. This allows evaluation of navigation behavior, including convergence accuracy and interaction with obstacle representations, during virtual commissioning.

Communication between the mobile manipulator and production machines is realized using ROS2 and an OPC UA–based machine–robot interface. Machine states, such as safety, availability, task completion, and request signals, are exchanged via OPC UA nodes and mapped to events in the process controller. This enables the coordination of robot actions with machine-level process states and supports decentralized process execution. Except for mobile base navigation, which requires third-party path-planning software, the same controller implementations and communication interfaces are implemented in both simulation and actual operation.

Digital twin-based robot–machine commissioning. The digital twin–based robot–machine commissioning follows the concept of virtual commissioning as defined in VDI 4499. A simulated digital twin of the mobile manipulator and its production environment is used to validate system behavior prior to real-world commissioning. In contrast to a purely analytical simulation, the digital twin integrates mechanical models, actuators, sensors, controllers, and communication interfaces in a closed control loop. The digital twin includes the kinematic and dynamic models of the mobile base, linear and rotational axes, manipulator joints, and handling devices, as well as perception sensors and machine interfaces. Navigation, manipulation, and handling controllers, together with OPC UA–based machine–robot communication, are executed within the simulation. This enables the validation of robot programs, process sequences, and robot–machine synchronization under realistic operating conditions.

Virtual commissioning is performed by executing the complete process logic in the digital twin and evaluating functional correctness, collision-free motion, temporal coordination, and interaction behavior. Motion feasibility, reachability, collision-free execution, and coordination of navigation, handling, and manipulation are evaluated in a closed-loop control system using sensor feedback. In addition, controller logic, event handling, cycle times, and robustness in exceptional situations are validated. After deployment, real-world commissioning confirms the conformity between the digital twin and the physical system by verifying hardware interfaces, safety functions, and communication links. The correct execution of process sequences, handling accuracy at machine interfaces, and system

performance under real operating conditions are validated, ensuring that the robot–machine system operates according to its specification. This minimizes differences between virtual and real commissioning and supports efficient adaptation to changing production requirements, in accordance with the principles of VDI 4499. Figure 3 shows the separation between the virtual and physical systems, connected through a common communication layer. Task execution follows an event-driven paradigm, where state transitions are triggered by discrete events such as motion completion or machine readiness.

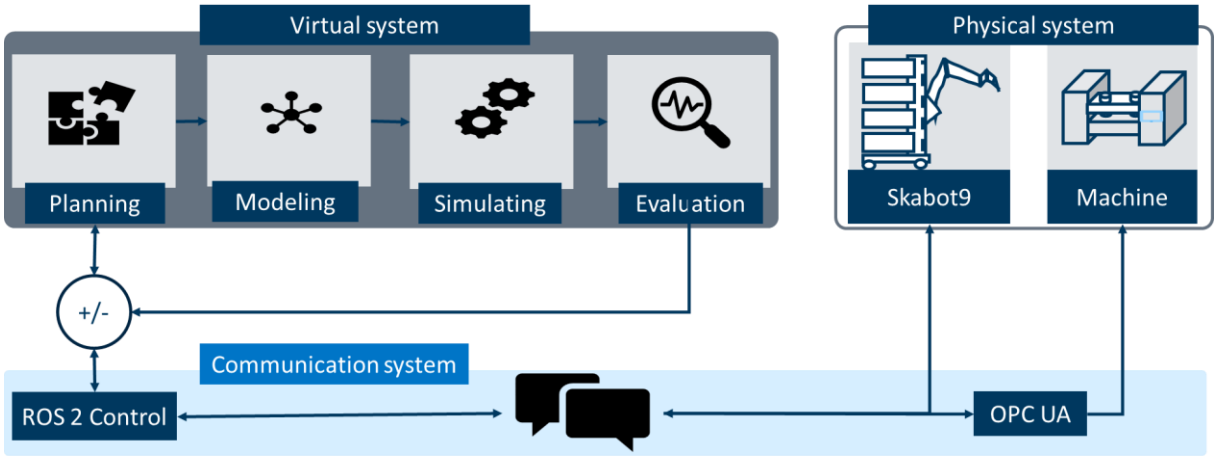


Figure 3: Schematic diagram showing the interconnection between the virtual system and the physical system.

The proposed framework integrates a reconfigurable digital twin with event-driven simulation and OPC UA-based communication. Robots, machines, and peripherals are modeled as modular components that can be dynamically instantiated and reconfigured.

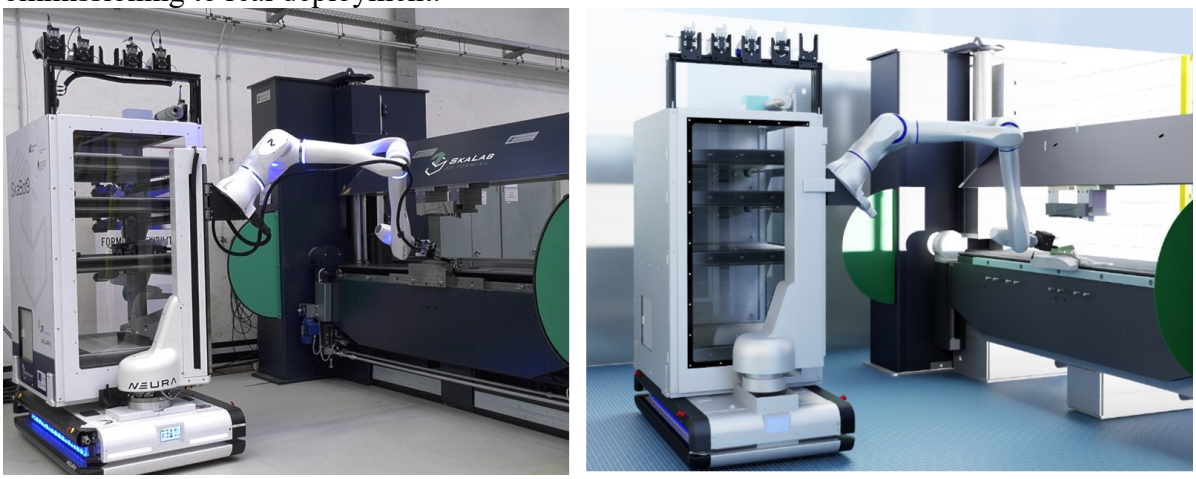
Proof of Principle and Demonstration

The proposed method is demonstrated through a proof-of-principle implementation on a SkaLaB Demo cell in a robot-machine interaction scenario. The demonstration integrates navigation, manipulation, handling, and machine control within a single ROS 2–based execution framework and is first validated in a digital twin before deployment to the physical system. The digital twin, implemented in NVIDIA® Isaac Sim, provides a physics-based representation of the mobile base, articulated manipulator, linear and rotational axes, motorized shelf mechanism, and gripper.

In the demonstration scenario, a ROS2-based master controller initiates the production process by signaling the start of the sequence within the cell. The robot executes the process, while the machine remains in a ready state and responds to the robot's actions. The mobile manipulator is initially positioned in front of a swivel bending machine. The part is taken from the robot shelf and precisely positioned in the machine tool. After successful placement, the robot arm retracts to a safe position and sends a start signal to the machine via OPC UA to enable the bending operation. Once the bending process is complete, the machine sends a done signal to the robot via OPC UA. The robot then picks up the processed part and places it back into the corresponding tray on the robot shelf. The shelf trays open and close before and after the robot picks and places a part via ROS2 service commands. Finally, the robot transports the part back to the gravity-fed storage rack, where it is removed from the robot shelf and placed in the appropriate tray. All process steps are first executed and validated in the digital twin under closed-loop control, then transferred to the physical system without altering the control logic.

The cycle is repeated for multiple process steps involving different process identifiers and target machines. By executing this interaction logic consistently in simulation and real operation, the demonstration validates robot-first process execution and event-driven robot–

machine synchronization within a digital twin–based virtual commissioning workflow. As depicted in Figures 3 and 4, the same ROS 2 and OPC UA interface is used during simulation and physical execution. Robot–machine interaction through a standardized interface is necessary to ensure that no interface changes are required when transitioning from virtual commissioning to real deployment.



(a) Actual system (b) Digital twin system in Nvidia® Isaac sim

Figure 4: Setup for robot-machine interface in SkaLaB Demo Cell using digital twin for mobile robot arm and 3D sheet metal bending commissioning.

Discussion

This proof-of-principle depicted in Figure 4 demonstrates that flexible process planning can be decoupled from hardware specifics while event-driven simulation enables realistic task coordination. ROS 2- and OPC UA–based architecture supports both virtual and physical execution. The proof of principle was validated through simulation in NVIDIA Isaac Sim and physical execution on a real robotic system. Results indicate high fidelity between virtual and real behavior. Simulation experiments demonstrate robot-machine interactions with deterministic event handling, and scalable execution across multiple robot–machine configurations. Physical deployment confirmed that the same control logic and interfaces used in simulation can be reused without significant modification, reducing commissioning effort.

The presented demonstration confirms the feasibility of applying digital twin–based virtual commissioning, as defined in VDI 4499, to a mobile manipulator operating as a shared resource in a flexible production scenario. By executing the same controllers, communication interfaces, and process logic in simulation and on the real system, the approach minimizes discrepancies between virtual and physical commissioning and reduces integration effort.

The demonstration focuses on functional validation rather than performance optimization. Motion sequences and navigation behaviors are implemented as deterministic controllers rather than adaptive planners, and safety functions are limited to those required for demonstration purposes. Nevertheless, this reflects a typical early commissioning stage, as described in VDI 4499, in which functional correctness and interaction logic are validated prior to performance optimization.

Overall, the results indicate that the proposed method is well-suited for early validation and commissioning of mobile robot–based production systems. By decoupling process logic from hardware-specific implementations, the approach supports future factory concepts in which products, processes, and resources are frequently changed and reconfigured. The executable digital twin provides a foundation for extending the method to more complex planning and adaptive control strategies while retaining the same simulation and communication architecture. In addition, closed-loop execution and continuous availability of sensor and controller data enable early detection of deviations between expected and actual system behavior, for example, due to calibration errors or component wear. This creates opportunities

for systematic error handling, predictive diagnostics, and condition-based commissioning updates before failures propagate to the physical system.

Conclusion

This demo-oriented initial result confirms that digital twin–based, event-driven commissioning enables scalable and flexible production. Limitations include modeling effort and computational requirements, which will be addressed in future work, e.g., by automating the modeling of the machine components' geometry and behavior and by improving physics, perception, and co-simulation output.

Acknowledgements

The authors acknowledge the financial support by the Federal Ministry for Economic Affairs and Climate Action in the project SkaLaB (project number 13IK025).

Funded by the European Union
NextGenerationEU

Supported by:
Federal Ministry for Economic Affairs and Climate Action
on the basis of a decision by the German Bundestag

References

[1] Koren Y, Heisel U, Jovane F, et al. Reconfigurable Manufacturing Systems. CIRP Ann 1999;48:527–40. https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63232-6.

[2] Mesa J, Maury H, Arrieta R, et al. Characterization of modular architecture principles towards reconfiguration: a first approach in its selection process. Int J Adv Manuf Technol 2015;80:221–32. https://doi.org/10.1007/s00170-015-6951-3.

[3] Monostori L, Kádár B, Bauernhansl T, et al. Cyber-physical systems in manufacturing. CIRP Ann 2016;65:621–41. https://doi.org/10.1016/j.cirp.2016.06.005.

[4] Villani V, Pini F, Leali F, et al. Survey on human–robot collaboration in industrial settings: Safety, intuitive interfaces and applications. Mechatronics 2018;55:248–66. https://doi.org/10.1016/j.mechatronics.2018.02.009.

[5] VDI 4499-2: Digital factory – digital factory operations 2010.

[6] Grieves M, Vickers J. Digital Twin: Mitigating Unpredictable, Undesirable Emergent Behavior in Complex Systems. In: Kahlen F-J, Flumerfelt S, Alves A, editors. Transdiscipl. Perspect. Complex Syst. New Find. Approaches, Cham: Springer International Publishing; 2017, p. 85–113. https://doi.org/10.1007/978-3-319-38756-7_4.

[7] Scheifele C, Verl A, Riedel O. Real-time co-simulation for the virtual commissioning of production systems. Procedia CIRP 2019;79:397–402. https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.02.104.

[8] Schiller M, Frohn-Sörensen P, Schreiber F, et al. Smart design and additive manufacturing of bending tools to improve production flexibility. Manuf Lett 2024;41:91–102. https://doi.org/10.1016/j.mfglet.2024.09.013.

[9] Schiller M. Verfahrensentwicklung 3D-Schwenkbiegen. 2025. https://doi.org/10.25819/ubsi/10800.

[10] Tuli TB, Manns M. Hierarchical motion control for real time simulation of industrial robots. Procedia CIRP 2019;81:713–8. https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.03.181.

[11] Striffler N, Voigt T. Concepts and trends of virtual commissioning – A comprehensive review. J Manuf Syst 2023;71:664–80. https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2023.10.013.

[12] Frohn-Sörensen P, Geueke M, Engel B, et al. Design for 3D Printed Tools: Mechanical Material Properties for Direct Polymer Additive Tooling. Polymers 2022;14:1694. https://doi.org/10.3390/polym14091694.

[13] Kaleem MA, Frohn-Sörensen P, Steinheimer R, et al. Hybrid tools for tube bending processes using additive manufacturing and digital twin 2025. https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-8040156/v1.

[14] Kaleem MA, Frohn-Sörensen P, Engel B. Topology optimization of die geometry through identification of high pressure areas on die surface. Int J Adv Manuf Technol 2026;142:3097–104. https://doi.org/10.1007/s00170-025-17265-1.

BIEGEN IN SIEGEN. Tagungsband zum 7. Biegeforum 05. - 10. März 2026: S. 177 – 189
https://doi.org/10.25819/ubsi/11009

Human Assistance System Supporting Forming Machine Reconfiguration

Syed Muhammad Raza[1, a *], Yash Vaibhav Patil[1, b] and Martin Manns[1, c]

[1]PROTECH – Institut für Produktionstechnik, Universität Siegen, Paul-Bonatz-Straße 9-11, 57076 Siegen, Germany

[a]syed.raza@uni-siegen.de, [b]yash.patil@student.uni-siegen.de,

[c]martin.manns@uni-siegen.de

* Corresponding Author

Keywords: Wearable Systems, Digital Manufacturing, Augmented Guidance, Workforce Training, Operator 5.0.

Abstract Increased product complexity in present manufacturing sector, shorter product lifecycles, and more variable customer demands, require production systems to be flexible and reliable. As a result, machines are required to be reconfigured more frequently and within shorter timeframes. Reconfiguring forming machines is a complex and delicate task that depends strongly on operator experience and practical know-how gained over several years. Appropriate support system is required to transfer the accumulated experience and knowledge in order to enable novice operators to perform such tasks effectively. This work presents an assistance system designed to support novice operators during forming machine reconfiguration tasks. The proposed system comprises an eye-gaze sensor to observe operator actions and visual attention during task execution. Based on this information, the system identifies potential mistakes and provides real-time feedback on a smartwatch to guide the operator through the reconfiguration process. The approach is evaluated in a controlled laboratory environment, where both task performance and user experience are assessed. The results show potential for the use of human assistance systems to support novice operators in real time during forming machine reconfiguration on the shop floor. In addition to improving the overall system and its evaluation in a real production environment under industrial conditions, future work will focus on multimodal sensor fusion to enable more robust intent recognition and contextual understanding of an operator during reconfiguration of forming machines.

Introduction

Current manufacturing sector confronts increasing product complexity, shorter product life cycles, and highly volatile customer demands [1]. In order to sustain mass customization, digitalization, and global competition, production systems must adapt frequent product changes while maintaining high productivity and quality standards [2]. Flexibility is considered as a key characteristic of modern manufacturing systems and machines are required to be reconfigured more frequently, within increasingly shorter timeframes, to ensure responsiveness and competitiveness [3].

Reconfiguration tasks, particularly associated with machines in forming technology, are complex and delicate. They involve mechanical tool changes, parameter adaptation, alignment procedures, and validation steps that directly affect product quality and machine availability [4]. Ineffective reconfiguration can significantly increase machine downtime due to setup errors, repeated adjustments, and extended validation procedures that may negatively impact production schedules [5]. Over time, these inefficiencies may lead to higher operational costs through lost production capacity, increased scrap rates, and additional maintenance efforts.

Even with advances in automation and digital production technologies, the reconfiguration tasks remain highly dependent on operator expertise, often acquired through years of hands-on

experience. This practical knowledge plays an important role in adjusting machine parameters and tool change, that prevent failures during setup and reconfiguration [6]. In order to reduce dependencies on experienced workers and enable novice operators to perform such complex reconfiguration tasks effectively, a structured support system is required to capture, formalize, and systematically transfer accumulated experiential knowledge [7].

State of the Art

Recent research focuses on understanding how operators actually execute machine tool reconfiguration in practice [8]. To obtain a more comprehensive understanding of operator behavior, data-driven approaches have been introduced to systematically capture, label, and semantically organize action sequences during forming machine reconfiguration. In this context, a structured framework has been developed to record operator actions and predict their execution sequences [4]. Further, by employing an action prediction model that semantically annotates both individual actions and their temporal order, variability in reconfiguration patterns caused by differences in operator strategies are systematically analyzed [6]. The findings reveal potential to identify skill sets required for machine tooling reconfiguration in forming processes, thus laying the groundwork for intelligent assistance systems capable of enhancing shopfloor productivity.

Moreover, time-based model evaluation of annotated and segmented task data enables analysis of the temporal distribution of actions that supports in identifying dependencies between task segments, assessment of operational efficiency, detection of bottlenecks, and optimization of reconfiguration strategies [5]. In addition, temporal modeling contributes to validating reproducibility and building structured knowledge bases that may serve as the foundation for operator-guiding systems. These developments mark an important step toward formalizing experiential knowledge that has traditionally remained tacit and expert dependent.

Parallel to sequence modeling approaches, digital assistance systems have increasingly been adopted in industrial environments to support operators in complex assembly, maintenance, and reconfiguration tasks [9]. Leveraging Industry 4.0 technologies, such systems integrate wearable devices, augmented reality (AR), mobile interfaces, and Internet of Things (IoT) communication to provide context-aware, step-by-step instructions directly at the workplace [10]. In the context of tube- and sheet-metal bending, prior work has also explored knowledge-based equipping support systems, where process expertise is formalized through approaches such as case-based reasoning and simulation-driven models to guide parameter adjustment, predict defects, and assist operators during setup tasks [11,12]. Building on these approaches, prior research has further demonstrated cyber-physical and AR-based support concepts for tube-bending setup assistance, including HoloLens-based studies focusing on instruction visualization and learning processes in industrial setup tasks [13,14]. Studies over the past decade report improvements in usability, training efficiency, and error reduction, particularly for novice operators. Nevertheless, many of these systems operate in a predominantly open-loop manner, where instructions are delivered digitally, while verification of actual task execution and adherence to intended sequences remains limited [15].

To enhance situational awareness and task validation, attention-aware systems using wearable eye-tracking devices have been investigated to capture operators' visual focus during task execution. Gaze-based monitoring enables detection of missed inspection points and comparison of novice and expert attention patterns [16]. However, relying solely on gaze data is insufficient to verify correct task execution, as operators may perform actions correctly without sustained fixation on predefined areas, or conversely fixate on relevant components without carrying out the required operation.

Despite advancements in digital assistance, gaze-based monitoring, and action-sequence prediction [17,18], there remains a lack of unified frameworks that integrate real-time gaze tracking, multimodal action verification, semantic sequence modeling, and adaptive wearable

feedback into a cohesive, closed-loop, and scalable assistance system tailored specifically for complex machine tool reconfiguration tasks.

Objective

This work proposes a structured method to support operators in performing reconfiguration tasks on forming machines, with the objective of systematically transferring expert knowledge to novice operators for reliable execution of complex tasks. The approach is evaluated in terms of its effectiveness in enabling knowledge transfer, guiding reconfiguration strategies, and ensuring correct task execution.

The proposed method may potentially reduce human errors, improve process reliability, and minimize production downtime, eventually profiting contemporary manufacturing systems.

Method

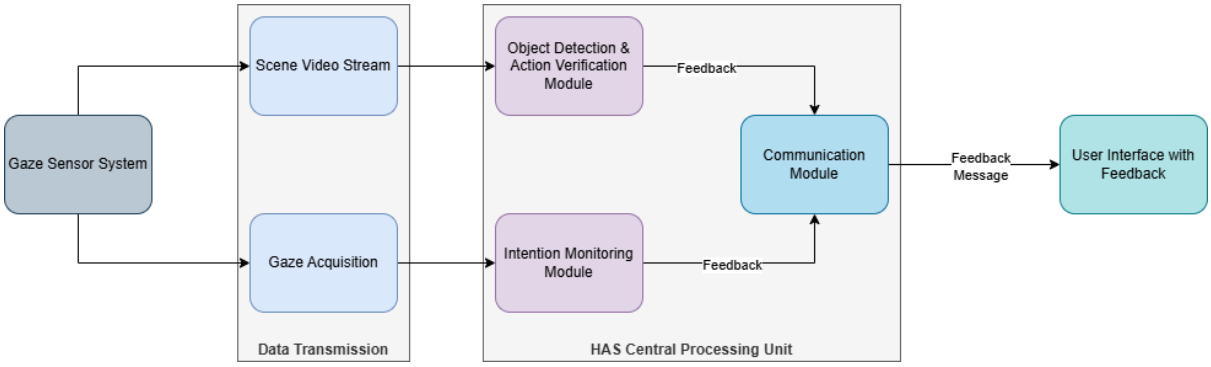


Figure 1: Human Assistance System (HAS) Workflow Diagram

The proposed method follows a four-step structured process, as illustrated in Figure 1. Each step progressively contributes to the development of the Human Assistance System (HAS), designed to support operators in performing reconfiguration tasks associated with forming machine tools. HAS provides context-aware, step-by-step guidance and monitors task execution in real time with immediate feedback against deviations. HAS operates as a closed-loop system in which continuous monitoring of operator actions and environmental states is processed centrally to provide timely and context-relevant guidance.

In the first step, suitable technology is selected to capture the gaze of an operator and task-specific scene in real time. A head-mounted eye-tracking device serves as the primary sensing unit for acquiring real-time gaze data. This wearable sensor provides insight into the visual focus of an operator, enabling the system to determine if attention is directed toward relevant machine components or tools during critical task phases. The continuous gaze stream, synchronized with scene video, forms the foundation for contextual interpretation. The gaze-tracking sensors infer the intention of an expert during machine tool reconfiguration while simultaneously capturing the overall task environment and operator interactions.

Following sensor integration, the data transmission module captures and streams live scene video and real-time gaze data to the HAS central processing unit (HAS-CPU). Continuous transmission of raw data streams enables the system to construct a comprehensive representation of the operator's current state, visual focus, and interactions within the workspace.

The HAS-CPU comprises three core modules: (i) object detection and action verification, (ii) intention monitoring, and (iii) communication. To contextualize heterogeneous data sources, fused data are analyzed by comparing observed actions and gaze patterns with a digital model of the expert-defined task procedure. The system verifies if the visual attention of an operator remains consistently directed toward the appropriate machine parts or tools at each task stage. Simultaneously, it confirms that physical actions, such as hand-tool usage and machine tool reconfiguration, strictly follow the prescribed sequence and method. Any deviation from the expected behavior immediately triggers an error state.

The communication module employs a lightweight, low-latency publish–subscribe protocol to ensure seamless data exchange among system components, including the eye-tracking device, HAS-CPU, and the wearable feedback user interface. This messaging pattern maintains real-time responsiveness and reliable synchronization across the system architecture.

Based on the analysis and verification results, the system generates adaptive feedback. On successful completion of a task according to the defined protocol, positive confirmation is transmitted to the wearable feedback device, signaling readiness for the subsequent step. In contrast, detected deviations prompt immediate and distinct alerts, enabling the operator to take corrective action and prevent potential errors.

To evaluate the effectiveness and practical applicability of the HAS, a structured experimental study is conducted in a controlled laboratory environment using a representative industrial machine to simulate a realistic reconfiguration scenario. An expert operator performs the designated reconfiguration task on the testbed machine, and the process is thoroughly recorded to establish a performance benchmark. Key performance indicators, including (i) task completion time, (ii) accuracy, and (iii) optimal task sequence, are quantified and serve as reference metrics for subsequent comparisons.

System performance is then assessed by comparing a group of novice operators performing the same reconfiguration task under two experimental conditions. In unassisted conditions, operators execute the task using conventional methods without support from HAS. In the assisted condition, operators perform the task with HAS guidance. Quantitative analysis focuses on (i) task completion time, (ii) error incidence, and (iii) the need for additional external assistance beyond HAS.

Finally, usability is evaluated qualitatively through structured questionnaires. The assessment addresses key dimensions, including (i) ease of use, (ii) clarity of instructions, (iii) responsiveness of real-time feedback, and (iv) overall user experience. The combined quantitative and qualitative analysis determine the effectiveness of the HAS and its potential to enhance operator confidence while reducing cognitive load.

Experimental Setup

Overall experimental setup is illustrated in Figure 2. Pupil Invisible glasses serve as primary sensing unit for real-time gaze tracking and scene video acquisition within the HAS. The device streams 2D gaze coordinates at 120 Hz and RGB scene video at 30 Hz via the pupil_labs.realtime_api.simple library over a local network. Scene frames and normalized gaze points are continuously received, with gaze data stored in a rolling buffer (deque, n = 500), logged for post-hoc analysis, and overlaid on the live video feed for monitoring. Gaze information is fused with computer-vision based action recognition to correlate operator visual attention with task-specific patterns, enabling real-time task verification.

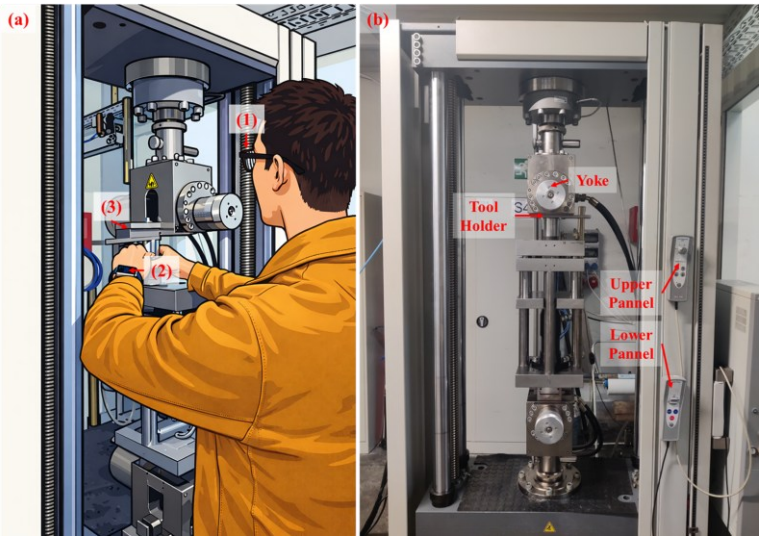


Figure 2: (a) AI-generated Illustration of an operator wearing (1) eye gaze sensors and (2) smartwatch while reconfiguring (3) machine tool on (b) ZwickRoell Z250 press machine in laboratory environment

Real-time object detection and action verification are implemented through YOLO11. A custom dataset of 424 images is compiled from expert-performed reconfiguration tasks under realistic variations in lighting, viewpoint, and occlusion. All images are manually annotated using LabelImg to generate bounding boxes and class labels. The model is fine-tuned through the Ultralytics YOLO framework using the lightweight yolo11n.pt variant to ensure real-time capability. The trained YOLO11 model is integrated into the HAS-CPU to process incoming scene frames and detect 14 task-relevant object classes (see Table 1), forming the basis for context-aware action verification.

Table 1: Object classes with labels and IDs

Object ID	Object Label	Description
0	press_machine	ZwickRoell Z250 machine used as a reference point for proximity checks
1	upper_panel	The upper control panel on the press machine
2	lower_panel	The lower control panel on the press machine
3	hand	Operator's hand, to track the movements and interactions
4	smartphone	A mobile device for potential interaction or presence detection
5	table	The surface where components or tools might be placed
6	yoke	The rotating yoke component of the press machine
7	tool_holder	The component that holds the tool during the reconfiguration
8	allen_keys	Specific keys used in the reconfiguration process
9	washer	A small component relevant to the assembly/disassembly task
10	screw	The specific screw relevant to the task
11	tool	A generic tool class
12	computer	A computing device for task reference or control
13	smartwatch	The wearable device providing feedback to the operator

The YOLO11 detection outputs are continuously fused with gaze data to update the task state of an operator. When predefined verification conditions are fulfilled, the system logs the

completed step, updates the internal task status, and publishes a “correct” MQTT message to the user interface. If conditions are not satisfied, an “incorrect” message is transmitted, triggering corrective feedback. MQTT is employed as the low-latency communication protocol between the HAS-CPU (publisher) and the user interface, implemented with the paho.mqtt.client library.

A LilyGo T-Watch S3 smartwatch, based on the ESP32-S3 platform, serves as the wearable feedback interface. Operating as an MQTT subscriber, it receives real-time feedback messages from HAS-CPU. Step-by-step reconfiguration instructions are embedded in the firmware as C-style strings and displayed on the TFT screen using a custom text-wrapping algorithm (see Figure 3(a)) that dynamically formats and centers text while maintaining MQTT responsiveness through non-blocking delays. Each instruction is supported by preloaded visual aids for contextual guidance (see Figure 3(b)). Upon receiving a “correct” message, the smartwatch triggers a distinctive haptic confirmation pattern. While, in case of an “incorrect” message, a repeated vibration pattern and warning display prompt corrective action (see Figure 3(c)). The communication flow remains strictly unidirectional from HAS to smartwatch, ensuring low-latency, reliability, and non-intrusive real-time assistance suitable for industrial environments.

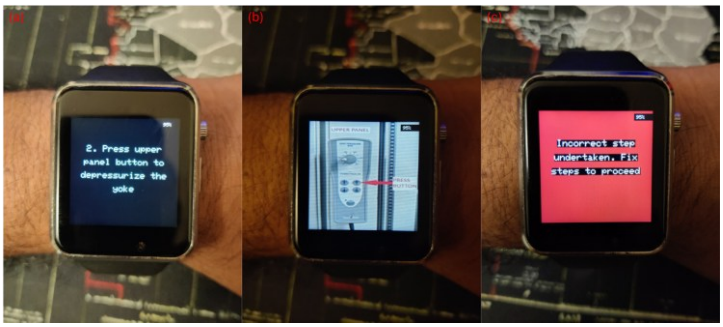


Figure 3: Smartwatch displaying (a) reconfiguration steps, (b) supported with picture and (c) prompt for incorrect reconfiguration step

Finally, Validation and evaluation of the HAS are conducted in a controlled laboratory environment replicating the complexity of industrial reconfiguration tasks. ZwickRoell Z250 is used as a testbed to assess the functional performance, usability, and operational integrity of the HAS under realistic operating conditions. The executed reconfiguration steps and their associated critical visual focus points (see Figure 2(b)) are summarized in Table 2.

Table 2: The 9-Step Ideal Tool Reconfiguration Sequence (S_{ideal})

Step	Procedural Action	Critical Visual Focus Points
1	Press and hold lower panel button to lower the tool housing	Lower control panel
2	Press upper panel button to depressurize the yoke	Upper control panel
3	Rotate the yoke anticlockwise to loosen the tool holder	Yoke
4	Slide out the tool holder and place it on a table	Tool holder
5	Use an Allen key to loosen the screw and replace the tool	Tool holder + Screw (screw head, tool, seating)
6	Slide back the tool holder in the yoke	Tool holder
7	Press and hold lower panel button to house the tool	Lower control panel
8	Rotate the yoke clockwise to tighten the tool holder	Yoke
9	Press upper panel button to pressurize the yoke	Upper control panel

The experimental design incorporates two operator classifications: (i) an expert operator and (ii) non-expert operators. The expert, a skilled technician with substantial documented experience on the ZwickRoell Z250, performs the defined nine-step reconfiguration task under controlled conditions to establish a performance benchmark. This execution defines the protocol with ideal sequence of steps (S_{ideal}) that HAS is designed to enforce. Three benchmark metrics: (i) task completion time (T_{expert}), (ii) execution accuracy, and (iii) adherence to the optimal step sequence, are recorded and serve as the gold standard for quantitative comparison.

The non-expert group consists of participants with no prior hands-on experience with the ZwickRoell Z250 machine. They are further categorized into "Experienced Industrial Operators," possessing general industrial background, and "Student Operators," with basic technical knowledge. In total, 12 operators (n = 12; 5 industrial and 7 student operators) perform the identical reconfiguration task using the HAS, while an additional 2 operators execute the task using a conventional paper-based manual. This experimental configuration enables a direct comparative evaluation of performance outcomes and provides structured feedback on system usability through a post-task questionnaire.

Results

In order to ensure the technical validity of HAS, the underlying vision model is evaluated. The fine-tuned YOLO11n model achieved a mean Average Precision (mAP@0.5) of 0.963 on the custom validation set, demonstrating its high reliability for detecting task-relevant components under varying industrial conditions.

The performance of the HAS-assisted non-expert operators is evaluated against the expert-defined benchmark established during the experimental setup. The benchmark represents the optimal execution of the nine-step reconfiguration task and serves as the reference for all comparative analyses. The expert achieves 100% accuracy, follows the predefined ideal sequence, and records a completion time of 165 seconds, which defines the theoretical minimum achievable time under the given conditions. This benchmark serves as the quantitative reference for evaluating the performance improvements achieved through HAS assistance. The summarized benchmark values are presented in Table 3.

Table 3: Expert Performance Benchmark

Metric	**Expert Performance Value**	**Unit of Measurement**	**Description**
Task Completion Time	$T_{expert} = 165$	seconds	Average time taken by expert to complete the reconfiguration task
Accuracy Score	100	percentage	Defined by flawless adherence to the ideal sequence of steps
Error Rate	-	count	Number of errors during the reconfiguration task
Ideal Sequence of Steps	S_{ideal}	sequence	The correct, predefined order of actions and component interactions

Table 4 presents the total completion times recorded for operators with industrial experience performing the reconfiguration task with the assistance of HAS. For each operator, the Table 4 indicates if the expert benchmark time of 165 seconds is achieved and reports the deviation from this reference value.

Table 4: Task Completion Time for Experienced Industrial Operators

User ID	Completion Time [s]	Meets Benchmark	Difference [s]
4	136.47	Yes	-28.53
5	149.24	Yes	-15.76
7	154.17	Yes	-10.83
9	180.11	No	+15.11
12	133.52	Yes	-31.48

Similarly, Table 5 presents the total completion times recorded for non-expert (student) users performing the same nine-step reconfiguration task using the HAS under identical laboratory conditions. The Table 5 specifies if each participant achieved the benchmark completion time of 165 seconds and reports the deviation from this reference.

Table 5: Task Completion Times for Non-Expert (Student) Operators

User ID	Completion Time [s]	Meets Benchmark	Difference [s]
1	127.00	Yes	-38.00
2	157.70	Yes	-7.30
3	121.58	Yes	-43.42
6	163.52	Yes	-1.48
8	134.92	Yes	-30.08
10	166.77	No	1.77
11	117.44	Yes	-46.56

The task completion times recorded for operators performing the reconfiguration task using the conventional paper-based manual are summarized in Table 6.

Table 6: Task Completion Times for Paper Manual Operators

User ID	Completion Time [s]	Meets Benchmark	Difference [s]
A	175	No	+10.00
B	183	No	+18.00

Furthermore, the error rates observed for industrial and student operators are presented in Table 7. It summarizes the frequency and categories of errors detected during task execution, along with the corresponding feedback messages generated by the HAS for each user.

Table 7: Errors and Task Feedback for Expert and Non-Expert Operators

User ID	Number of Errors	Tasks and Error Types	Feedback
1	0	-	Correct
2	0	-	Correct
3	0	-	Correct
4	0	-	Correct
5	0	-	Correct
6	0	-	Correct
7	1	Rotate yoke anticlockwise (Action)	Incorrect
8	0	-	Correct
9	2	Rotate yoke anticlockwise (Action), Press and hold lower panel button (Gaze)	Incorrect
10	1	Rotate yoke clockwise (Action)	Incorrect
11	1	Slide back the tool holder in the yoke (Action)	Incorrect
12	0	-	Correct
A	1	Press the lower panel button to house the tool (Action)	Expert intervention
B	2	Rotate the yoke anticlockwise, Slide back the tool holder (Action)	Expert Intervention

The usability and user experience of the HAS are evaluated based on feedback collected from all operators who performed the reconfiguration task using the system. A structured questionnaire comprising both quantitative and qualitative items is administered after task completion.

The demographic characteristics of the participants are summarized in Table 8, providing contextual information for interpreting the usability and user experience results.

Table 8: Participant Demographics and Experience

Category	Option	Experienced (n=5)	Student (n=7)
1. Age Group	18-25	1	5
	26-35	0	2
	36-50	2	0
	50+	2	0
2. Years of Experience	0-2	0	7
	3-34	5	0
3. Prior Machine Tool Reconfiguration Experience	None	1	3
	Some	3	4
	Extensive	1	0
4. Digital Aid Utilization	Never	1	2
	Sometimes	4	3
	Extensive	0	2
5. Prior use of Smartwatch/Eye-tracking	Yes	1	2
	No	4	5

The results in Table 9 reports the mean ratings provided by the operator groups for each item on a five-point Likert scale ranging from 1 (Strongly Disagree) to 5 (Strongly Agree).

Table 9: Mean Usability Ratings for Experienced and Student Operators

Questionnaire Item	Experienced Operators	Student Operators
1. The instructions on the smartwatch were clear and easy to understand	4.6	4.85
2. The system helped to follow the correct task sequence	4.8	4.57
3. The system responded quickly to Operator's actions.	4.6	4.29
4. The feedback (vibration/message) helped to understand task succession.	4.8	4.57
5. Felt confident using the system without expert supervision.	4.4	3.86
6. The system made the reconfiguration task easier	5.0	4.57
7. Wearing the HAS was physically comfortable.	4.0	4.29
8. The gaze tracking was intuitive and non-intrusive	5.0	4.14
9. The system helped to recover from mistakes effectively	4.6	3.86
10. Would like to use this system in a real industrial environment.	4.4	4.57
11. Overall satisfaction with the HAS	4.0	4.43
12. Likelihood of recommending HAS to a colleague	4.2	4.5

Discussion

The experimental validation demonstrates the successful implementation and practical feasibility of the proposed HAS. Both industrial operators and students were able to complete the reconfiguration task reliably, with the majority meeting or exceeding the expert benchmark time of 165 seconds. Notably, non-expert student operators frequently matched or surpassed the benchmark, indicating the strong potential of the HAS to reduce the skill gap between novice and experienced operators. Although industrial operators exhibited a slightly higher frequency of errors, those were primarily related to incorrect physical actions, such as improper yoke rotation or panel interaction. In all cases, the closed-loop feedback enabled immediate self-correction, preventing escalation into critical failures or prolonged downtime.

The demographic contrast between participant groups provides additional insight. Industrial operators ranged from 18 to over 50 years of age, with 4 to 34 years of industrial experience. Most had prior machine reconfiguration experience but limited exposure to digital assistance technologies such as smartwatches or eye-tracking devices. Students, by contrast, were younger (18–25 years), had minimal machine experience (0–2 years), and showed varied familiarity with wearable technologies. Despite these differences, both groups rated HAS highly across usability metrics on the Likert scale. Overall strong mean usability scores confirm broad user acceptance and validate the human-centric design of HAS, aligned with the principles of Industry 5.0, supporting and augmenting the operator.

A considerable proportion of participants reported "None" under "Feedback for Errors," suggesting that the contextual guidance prevented many errors from occurring in the first place. When deviations did occur, immediate haptic and visual alerts enabled rapid correction with minimal additional time expenditure. For example, Experienced Operator (User 9) exceeded the benchmark by 15.11 seconds due to two detected errors, while Student Operator (User 10) exceeded it by only 1.77 seconds following a single incorrect yoke rotation. In both instances,

the HAS promptly identified the deviation and guided corrective action, demonstrating robust procedural monitoring and recovery capability.

The comparison with traditional paper-based manuals further highlights the value of HAS. Paper instructions operate as passive, open-loop systems. Two operators using paper manuals required 175 and 183 seconds respectively, both exceeding the expert benchmark and requiring supervisor intervention. This underscores the absence of real-time verification, feedback, and procedural enforcement. In contrast, HAS functions as an active closed-loop system. Continuous monitoring of gaze alignment, tool detection, and correct action sequence recognition enabled context-aware intervention, while incorrect actions triggered immediate smartwatch-based haptic alerts and visual cues. This capability enhances process integrity and demonstrates tangible potential for downtime reduction.

From a system architecture perspective, HAS addresses the limitations of unimodal assistance solutions by integrating heterogeneous sensing and feedback streams. Eye-gaze tracking glasses provide high-fidelity sensing of attention and first-person perspective, while the ESP32-based smartwatch serves as a non-intrusive feedback channel. This separation of sensing and feedback reduces cognitive overload compared to bulkier single-device solutions and maintains an unobstructed primary visual field. The YOLO11-based computer vision model reliably detected tools, components, and user hands in real time. MQTT implementation ensured low-latency communication between subsystems and the central processor. Together, these elements formed an integrated cyber-physical architecture capable of real-time procedural verification. The robust closed-loop verification of HAS is underpinned by the high detection accuracy (mAP of 0.963), which ensures that deviations in operator actions are identified with minimal false-negative errors.

Interface design decisions further influenced system performance. Initial reliance on purely text-based smartwatch instructions proved suboptimal for complex physical actions. The integration of pictorial guidance significantly improved clarity and comprehension, reflected in high instruction clarity ratings (mean 4.85 among students). Nevertheless, some participants reported that textual content remained lengthy, indicating the need for further refinement toward concise, image-dominant instruction. Future improvements may also include expanded multilingual support and diversified feedback modalities to better accommodate heterogeneous operator populations. Complementary large-screen visualization or optional audio support alongside haptic feedback may enhance usability in future iterations.

Hardware constraints also shaped implementation choices. CPU-only OpenCV processing did not provide sufficient real-time responsiveness. The adoption of Matplotlib for lightweight rendering enabled acceptable feedback latency, though GPU acceleration and further pipeline optimization represent clear avenues for improvement.

Despite overall robust performance, certain live-environment factors, such as motion variability and lighting conditions, led to delayed or inconsistent task sequence recognition. These instances highlight the need for continued model refinement and algorithmic robustness. However, such limitations were random and did not undermine overall task completion reliability.

From a safety perspective, it is important to critically position the HAS within the broader context of industrial practice. Certain reconfiguration steps, such as pressurizing or repositioning the yokes, inherently involve risks (e.g., finger entrapment) that are traditionally mitigated through formal safety instructions and pre-task briefings by experienced personnel. The current implementation of HAS primarily focuses on procedural guidance and verification rather than explicit safety assurance. While its real-time feedback and error prevention capabilities may indirectly contribute to safer execution, the system does not replace established safety training, hazard awareness, or supervisory oversight. Furthermore, unlike experienced human operators who can interpret unsafe situations beyond predefined task logic, the HAS is limited to detecting deviations within its programmed perception framework.

Therefore, the system should be regarded as a complementary assistance tool rather than a substitute for conventional safety instruction. Future work should extend the system toward safety-aware assistance by incorporating features such as hazard zone recognition, proximity sensing, and context-sensitive safety alerts.

In summary, the comparative evaluation confirms that the HAS substantially enhances procedural reliability, reduces error rates, and enables novice operators to achieve near-expert or expert-level performance in complex reconfiguration tasks associated with forming tools. While incremental technical improvements remain necessary, the results demonstrate significant improvements in training support and operational integrity, reinforcing the feasibility of deploying integrated, human-centric assistance systems in modern manufacturing environments.

Conclusion and Outlook

Present study demonstrates the feasibility of HAS for supporting complex reconfiguration tasks in forming machines. It shows potential of a system to address the growing complexity, variability, and knowledge-dependence of industrial reconfiguration processes. By formalizing expert knowledge into a structured workflow and embedding it within a real-time assistance framework, the approach contributes to reducing reliance on individual expertise while maintaining operational reliability. This represents an important step toward resilient and knowledge-aware manufacturing systems.

The current implementation primarily relies on eye-gaze tracking as the core indicator of operator attention and task correctness, as a result neglects tacit knowledge and alternative valid execution strategies. In scenarios where an operator performs a task correctly without directing gaze toward the predefined reference area, the system may incorrectly classify the action as invalid. To overcome this limitation, future work will focus on multimodal sensor fusion. The integration of real-time action recognition using IMU sensors, along with multiple camera perspectives capturing the full scene context, combined with eye-tracking data, would enable more robust intent recognition and contextual understanding. Such multimodal enhancement would improve system accuracy, reduce false error detection, and further strengthen the adaptability and intelligence of the HAS for complex industrial applications.

Acknowledgement

The authors would like to acknowledge financial support from Horizon Europe within the FLEX4RES project (Grant Agreement Number 101091903).

References

[1] Alexopoulos K, Weber M, Trautner T, Manns M, Nikolakis N, Weigold M et al. An industrial data-spaces framework for resilient manufacturing value chains. Procedia CIRP 2023;116:299–304. https://doi.org/10.1016/j.procir.2023.02.051.

[2] Pech M, Vrchota J. The Product Customization Process in Relation to Industry 4.0 and Digitalization. Processes 2022;10(3):539. https://doi.org/10.3390/pr10030539.

[3] Raza SM, Schmidt M, Shikur AK, Engel B, Manns M. A Digital Twin and Dataspace Framework for Resilient and Reconfigurable Manufacturing. In: Martin M, editor. New Paradigms for Anticipated Uncertainty. Cham: Springer International Publishing; 2026, in press.

[4] Raza SM, Tuli TB, Manns M. Human Action Sequence Prediction for (Re)configuring Machine Tools. Procedia CIRP 2024;130:1170–5. https://doi.org/10.1016/j.procir.2024.10.223.

[5] Raza SM, Tuli TB, Manns M. Time-Domain Analysis of Human Motion for Reconfiguring Machine Tools. In: Martin M, editor. New Paradigms for Anticipated Uncertainty. Cham: Springer International Publishing; 2026, in press.

[6] Raza SM, Tuli TB, Manns M. Analysis of Human Action Variability for Reconfiguring Tooling Systems. In: Martin M, editor. New Paradigms for Anticipated Uncertainty. Cham: Springer International Publishing; 2026, in press.

[7] Hoerner L, Schamberger M, Bodendorf F. Using Tacit Expert Knowledge to Support Shop-floor Operators Through a Knowledge-based Assistance System. Comput Supported Coop Work 2023;32(1):55–91. https://doi.org/10.1007/s10606-022-09445-4.

[8] Napoleone A, Andersen A-L, Brunoe TD, Nielsen K. Towards human-centric reconfigurable manufacturing systems: Literature review of reconfigurability enablers for reduced reconfiguration effort and classification frameworks. Journal of Manufacturing Systems 2023;67:23–34. https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2022.12.014.

[9] Matt DT, Modrák V, Zsifkovits H (eds.). Implementing Industry 4.0 in SMEs. Cham: Springer International Publishing; 2021.

[10] Mark BG, Rauch E, Matt DT. Industrial Assistance Systems to Enhance Human–Machine Interaction and Operator's Capabilities in Assembly. In: Matt DT, Modrák V, Zsifkovits H, editors. Implementing Industry 4.0 in SMEs. Cham: Springer International Publishing; 2021, p. 129–161.

[11] Borchmann L, Kuhnhen C, Frohn P, Engel B. Sensitivity analysis of the rotary draw bending process as a database of digital equipping support. Procedia Manufacturing 2019;29:592–9. https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.02.100.

[12] Schulte L, Kuhnhen C, Abele D, Hoffmann S, Pinatti de Carvalho, Aparecido Fabiano, Engel B et al. Cyber equipping 4.0 – fe-simulation-based setting instructions for a rotary draw-bending machine. In: COMPLAS XIV proceedings of the XIV International Conference on Computational Plasticity fundamentals and applications. CIMNE; 2017, p. 754–765.

[13] Nils Darwin Abele, Sven Hoffmann, Christopher Kuhnhen, Thomas Ludwig, Walter Schäfer, Marcus Schweitzer et al. Supporting the set-up processes by cyber elements based on the example of tube bending. In: GI-Jahrestagung; 2016.

[14] Jaschke S, Riehle T, Jacobs S, Menzel M. Human-Centered Observation of Learning Processes in Industry Using Augmented Reality. In: 2024 IEEE Global Engineering Education Conference (EDUCON). IEEE; 2024, p. 1–5.

[15] Souza Cardoso LF de, Mariano FCMQ, Zorzal ER. A survey of industrial augmented reality. Computers & Industrial Engineering 2020;139:106159. https://doi.org/10.1016/j.cie.2019.106159.

[16] Mazzamuto M, Furnari A, Sato Y, Farinella GM. Gazing Into Missteps: Leveraging Eye-Gaze for Unsupervised Mistake Detection in Egocentric Videos of Skilled Human Activities. In: 2025 IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR). IEEE; 2025, p. 8310–8320.

[17] Bektaş K, Strecker J, Mayer S, Garcia K. Gaze-enabled activity recognition for augmented reality feedback. Computers & Graphics 2024;119:103909. https://doi.org/10.1016/j.cag.2024.103909.

[18] Chen H, Zendehdel N, Leu MC, Yin Z. A gaze-driven manufacturing assembly assistant system with integrated step recognition, repetition analysis, and real-time feedback. Engineering Applications of Artificial Intelligence 2025;144:110076. https://doi.org/10.1016/j.engappai.2025.110076.

Mit dem 7. Biegeforum bietet der Lehrstuhl für Umformtechnik der Universität Siegen den Forschenden erneut die Möglichkeit, ihre Themen und Ergebnisse einem Fachpublikum aus Industrie und Wissenschaft vorzustellen.

Der vorliegende Tagungsband fasst aktuelle Forschungsergebnisse sowie innovative Entwicklungen der Umformtechnik zusammen und zeigt die große Bandbreite des Forschungsfelds.

Das Biegeforum unterstreicht damit seine Rolle als zentrale Plattform für den Austausch zwischen Forschung und Industrie – bereits seit seiner Erstauflage im Jahr 2011.

ISBN 978-3-96182-237-9
ISSN 2191-0030

universi
UNIVERSITÄTSVERLAG SIEGEN