

Bernd Engel (Hrsg.)

Transformation in der Biegetechnik

Tagungsband zum 6. Biegeforum Siegen

24. – 31. März 2023



Transformation in der Biegetechnik

6. Biegeforum Siegen

24.-31.03.2023, Lehrstuhl für Umformtechnik Siegen

Tagungsband

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 2023: *universi* – Universitätsverlag Siegen
www.universi.uni-siegen.de

ISBN 978-3-96182-155-6

ISSN 2191-0030

doi.org/10.25819/ubsi/10365

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



Inhaltsverzeichnis

Biegen - Quo vadis	1
Alternative Werkzeugtechnik – holzbasierte Umformwerkzeuge.....	5
Erweiterung der Prozessgrenzen für hochfestes mikrolegiertes Kaltband durch inkrementelles Profil-Schwenkbiegen	15
Einfluss und Wechselwirkungen der Materialparameter in Formsimulationen faserverstärkter Thermoplaste	23
Erhöhung der Flexibilisierung des Rotationszugbiegens mit reduzierten Werkzeugen.....	33
Umformen mit plastischen Wirkmedien	45
The way forward in rotary draw bending: a review	53
Influencing geometric stability in free-form bending by exploiting non-tangential bending.....	65
Freiformabrollbiegen	73
Berücksichtigung der Umformhistorie gezogener Drähte bei der Simulation des Federwindens.....	81
Segmentierung von Biegeformen als Grundlage für die Entwicklung von Transformer- Werkzeugen	91
Verfahrensentwicklung 3D Schwenkbiegen	103
Einfluss der Herstellungsrouten auf die Umformbarkeit von Cr-Mn-Verbundwerkstoffen für das Presshärten.....	115
Inkrementelles Biegen durch roboterbasiertes Rollformen.....	123
Numerische Berechnung des mehrstufigen Rotationszugbiegeprozesses von Flachpaketstatorn für elektrische Maschinen	133

Mit freundlicher Unterstützung von



MPA TECHNOLOGY

Full Service Automation



TUBETEC
ROHRVERFORMUNGSTECHNIK



fischer 
Hydroforming
Germany



HEXAGON



VIA Consult

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 - Quo vadis

Prof. Dr.-Ing. Bernd Engel¹

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

bernd.engel@uni-siegen.de

Vorwort

Bereits seit 20 Jahren haben wir unter dem Motto „Biegen in Siegen“ der Biege-Community eine Plattform gegeben. Neben dem Austausch auf den Biegeforen haben wir einen VDI-Fachausschuss „Biegetechnik“ FA 113 initiiert, der technische Richtlinien zum Profilbiegen gemeinschaftlich erarbeitet hat. Nach Corona haben wir mit dem 6. Biegeforum ein neues Format geschaffen, in dem wir neben der Industrie nun auch den Wissenschaftlern einen eigenen Schwerpunkt am Forum gegeben haben. Wir haben hierbei einen Spagat versucht, der einerseits die Möglichkeit bietet, Forschungsinhalte zum Biegen in gebundener Form zu sammeln und andererseits die Bedürfnisse der Industrie nicht abzukoppeln. Durch die Vortragsthemen und die offensichtlich sehr enge Bindung der Forschungsthemen an die Industrie haben die Autoren schon selbst diesen Spagat erfolgreich geleistet. Ich freue mich somit, Ihnen eine Sammlung spannender und hochaktueller Forschungsergebnisse zum Biegen präsentieren zu können.

Biegen - Quo vadis

Versucht man den Stand zur Biegeumformung von Profilen oder Blechen zusammenzufassen und darüber hinaus Zukunftstrends zu identifizieren, scheint es geboten, dies aus wissenschaftlicher und aus industrieller Perspektive zu analysieren. Aus wissenschaftlicher Sicht ist es einfacher, Prognosen für die Zukunft zu geben. Wissenschaft hat den globalen weitreichenden Blick, der insbesondere durch Megatrends [1] bewertet werden kann. Da die Dauer von Megatrends mit einer Halbwertszeit 50 Jahre sehr langfristig ist und diese über alle Lebensbereiche als Tiefenströme gefasst sind, haben sie eine hohe Stabilität gegen kurzfristige politische und krisenbedingte Einflüsse. Das unterscheidet die Trendaussage aus industrieller und wissenschaftlicher Sicht sehr. So können beispielsweise heutige durch geopolitische Störungen verursachte Mangelversorgungen und Störungen der Supply Chain zu Trends führen, die von Megatrends abweichen und deshalb auch kurzfristiger (mit kurzer Halbwertszeit) sind. Für die Produktionstechnik sind aus unserer Sicht die Megatrends Individualisierung, Neo-Ökologie und Konnektivität wichtige bestimmende Trendsetter. Trägt man Themen unter Stichworten zusammen, dann ist zunächst interessant, dass es eine sehr große Deckungsbreite in den Themenvorstellungen für zukünftige Technikfelder gibt. In der Ausprägung sind diese aber sehr unterschiedlich.

Markant ist der Unterschied bei den eingesetzten Biegeverfahren. Während in der industriellen Anwendung werkzeuggebundene Profilbiegeverfahren (Rotationszugbiegen, Abrollbiegen) die Entwicklungsfelder dominieren, so sind es auf wissenschaftlicher Seite die Freiformbiegeverfahren, die im Fokus vieler Betrachtungen liegen. In diesem Zusammenhang steht auch die unterschiedliche Ausprägung von Forschungsaktivitäten bei der Prozessregelung. Während Prozessregelungen in der Praxis eine untergeordnete Rolle spielen, sind sie in der Wissenschaft Gegenstand sehr intensiver Forschungen. Abb. 1 stellt dies vergleichend gegenüber, wobei die Inhalte aus eigenen Umfragen im Netzwerkkreis gewonnen wurden. In der Industrie liegt der Fokus auf Steuerungen und Mechanismen zur Geometriebeherrschung hinsichtlich geforderter Toleranzen, was in der Regel über eine CAQ-Lösung (Computer Aided Quality) in Verbindung mit der Steuerung realisiert wird.

Gleicht man die Entwicklungsinhalte gegen die Anforderungen und Auswirkungen der Megatrends ab, dann müssen zuerst die sich aus den Megatrends ergebenden Forderungen definiert werden.

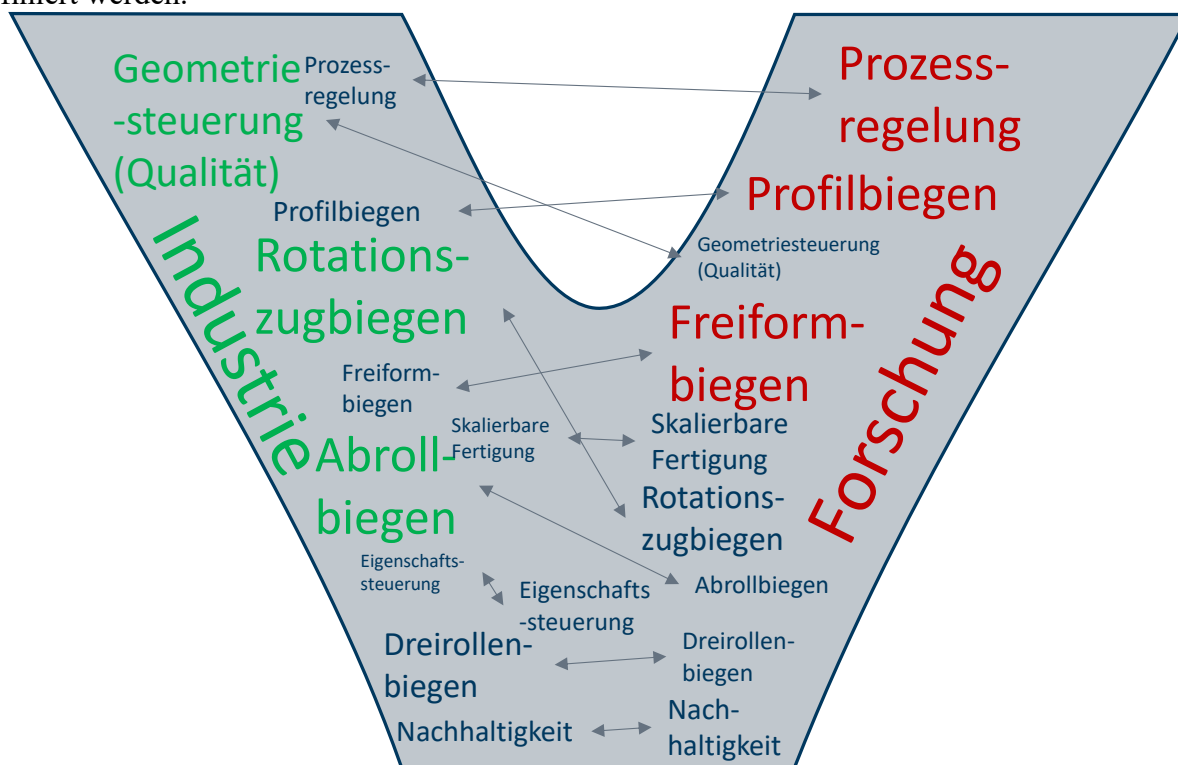


Abb. 1: Themenfelder im Bereich Profilbiegen. Gemeinsame und unterschiedliche Fokusfelder der Forschung und Industrie.

Forschung in der Produktionstechnik bedeutet auch, Werkzeuge zu entwickeln, mit denen sich geänderte Märkte so bedienen lassen, dass weiterhin Produktion in Deutschland möglich ist. Die Ausprägung der eigenen Produktion im Land haben Deutschland durch alle bisherigen wirtschaftlichen Krisen gebracht und gestärkt danach auch wachsen lassen. Es ist somit eine Schlüsselaufgabe mit geeigneten Techniken die Produktion am Standort zu erhalten und visionär sogar zu steigern.

Die Megatrends werden zu einer Transformation in der Produktionstechnik und zwangsläufig auch in der Fertigungstechnik führen, die eine Individualisierung zur Folge hat. Heutige Produktionstechnik individualisiert oft noch außerhalb der Fertigungstechnik, beispielsweise in der Montage [2]. Schon dieser Eingriff führt aber bereits dazu, dass sich Losgrößen ändern. Diese reduzierten Losgrößen bezogen auf Baugruppen führen dazu, dass Fertigungsverfahren, insbesondere umformende Verfahren, heute schon an ihre technologischen und insbesondere an ihre wirtschaftlichen Grenzen stoßen. Transformation in der Fertigungstechnik bedeutet deshalb die Prozessmöglichkeit für eine skalierbare, flexible und nachhaltige Fertigung. In Konsequenz wird die Erweiterung der Produktindividualisierung in der Fertigung ermöglicht.

Für die Umformtechnik und speziell für die Biegetechnik ergeben sich dabei folgende wichtige Untersuchungsgegenstände, vgl. Abb. 2.:

- Flexible Umformprozesse: Lösung von starren werkzeuggebundenen Verfahren. Flexibilisierung der werkzeuggebundenen Umformverfahren durch Aufbrechen von Werkzeugen.
- Skalierbarkeit: Hierbei ist die Skalierbarkeit hinsichtlich Werkstoffs, Geometrie aber auch Losgröße zu verstehen.
- Alternative Werkzeuge: Verstellbar, austauschbar oder einstellbar.

Unter dieser Prämisse wird es offensichtlich, weshalb auch die Forschungsthemen rund um das Freiformbiegen und die Prozesssteuerung so stark ausgeprägt sind. Das Freiformbiegen ist ein stark werkzeugungebundenen Verfahren und flexibel auf die Variantenfertigung einstellbar, ohne, dass neue Werkzeuge benötigt werden. Die Flexibilisierung von Verfahren gelingt nicht ohne Prozessregelung. Dabei wandelt sich die bauteilbezogene Geometrieregulung zu einer mechanismenbasierten Regulierung. Das bedeutet, dass es beim Biegen „Agentenregler“ gibt, die eigenständig das Versagen Faltenbildung [3] oder Bersten im Prozess ausregeln. Daneben gibt es Regler, die die sich einstellende Geometrie ausregeln.

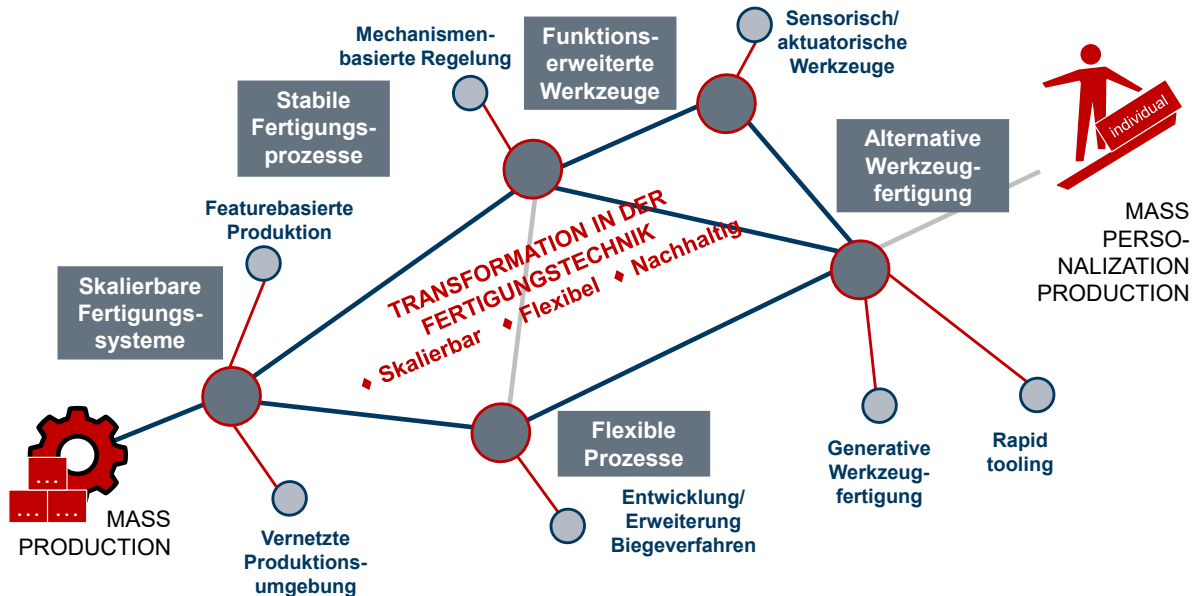


Abb. 2: Agenda Lehrstuhl für Umformtechnik: Transformation in der Fertigungstechnik

Im Kontext der Prozessregelung wird die mit dem Begriff „Industrie 4.0“ verbundene Digitalisierung der Fertigungstechnik relevant, da es für die aufgeführten Regelungen deutlich mehr Sensoren und Möglichkeiten des Datenaustausches bedarf, als mit konservativer Prozessführung.

Sinnvoll ist es aber auch in diesem Zusammenhang, den Grad der Automatisierung zu betrachten. Zukünftige Anforderungen an Automatisierung betreffen sowohl die Automatisierung des Rüstens und Herstellen des Arbeitsplatzes als auch die Automatisierung mit dem Werker und Facharbeiter in Kooperation.

Zur Transformation gehört auch, dass der Marktprozess Kunde → OEM → Fertiger neu überdacht wird und dass der Kunde in den Prozess der Fertigung integriert wird. Neben den Möglichkeiten Produktneuheiten und Marktforderungen über den Kunden in den technischen Prozess zu bekommen, ist es erforderlich dem Kunden eine Plattform zu bieten und zu gestalten, die eine Vorbereitung der Fertigung durch ihn erlaubt.

Zusammenfassung

Das Profilbiegen als umformendes Fertigungsverfahren unterliegt wie alle anderen Verfahren auch den Marktanforderungen, die sich durch die Auswirkungen der Megatrends deutlich ändern werden. Technik- und Entwicklungstrends unterscheiden sich bei der Industrie und an den Universitäten in der Ausprägung. Dabei hat die Forschung den weitreichenden Blick, der nicht durch temporäre Störungen verstellt ist. Sie bietet damit der Industrie für zukünftige Anforderungen Lösungsmöglichkeiten. Eine der Lösungen für veränderte Märkte sind werkzeugreduzierte Biegeverfahren und Mechanismenregler.

Literaturverzeichnis

- [1] Zukunftsinstitut, “Die Megatrends”, 2023, www.zukunftsinstitut.de/dossier/megatrends/ (abgerufen 20.07.2023)
- [2] G. Schuh, M. Lenders, J. Arnoscht, and S. Rudolf, "Effizienter innovieren mit Produktbaukästen." Werkzeugmaschinenlabor WZL der RWTH Aachen, Aachen (2010): 9.
- [3] 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, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.promfg.2019.02.100.

Alternative Werkzeugtechnik – holzbasierte Umformwerkzeuge

Michael Geueke^{1,a}, Daniel Nebeling¹ und Bernd Engel¹

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

^amichael.geueke@uni-siegen.de

Keywords: Umformtechnik, Biegen, Leichtbau, Nachhaltigkeit, Werkzeugtechnik, Holz

Abstract. Um die Flexibilität in einem Produktionszeitalter zu erhöhen, das durch Massenfertigung und Individualisierung gekennzeichnet ist, und gleichzeitig den geopolitischen Klimazielen gerecht zu werden, sind nachhaltigere Ansätze für die Blechumformung und das Profilbiegen erforderlich, die an die jeweiligen Fertigungsprozesse angepasst sind. Starre, metallbasierte Werkzeugsysteme erfordern große Material- und Energieressourcen, wenn hohe Flexibilität, kleine Losgrößen oder Individualisierung angestrebt werden. Um den Gesamtressourcenverbrauch zu reduzieren und den Klimaanforderungen gerecht zu werden, können nichtmetallische Werkzeugansätze diesen Problemen entgegenwirken und gleichzeitig Flexibilität und Individualisierung beim Profil- und Rohrbiegen anstreben.

Im Vergleich zu konventionellen Werkzeugansätzen auf Metallbasis können Umformwerkzeuge auf Holzbasis potenzielle Ressourceneinsparungen (z.B. CO₂-Fußabdruck) ermöglichen und eine nachhaltige Werkzeugalternative für das Biegen von Rohren und Profilen darstellen. Obwohl die mechanische Leistungsfähigkeit von Holz geringer ist als die von konventionellem Werkzeugstahl, können bestimmte Umformwerkzeuge auf Holzbasis für diese Biegeanwendungen eingesetzt werden. Um Werkzeuge für die Umformung von Verbundwerkstoffen auf Holzbasis auslegen zu können, ist ein tieferes Verständnis der mechanischen Eigenschaften erforderlich.

Diese Arbeit gibt einen Prozessüberblick für biobasierte Werkzeugalternativen in einer Machbarkeitsstudie für holzbasierte Werkzeugwerkstoffe, um die mechanische Leistungsfähigkeit von Metallrohren und -profilen für das Rotationsziehen und Freiformbiegen zu untersuchen. Zur Bestimmung der Leistungsfähigkeit werden verschiedene Verbundstrukturen (Dicke, Orientierung, Basismaterial) und Geometrien für holzbasierte Formwerkzeuge aus Robinie (*Robinia pseudoacacia*) untersucht. Abschließend wird festgestellt, dass die Ergebnisse ein potenzielles Prozessfenster für holzbasierte Umformwerkzeuge zum Rohr- und Profilbiegen aufzeigen.

Einführung und Motivation

In der Nachfolge des Kyoto-Protokolls wurde im Pariser Abkommen, das von 197 Staaten unterzeichnet wurde, das klare Ziel formuliert, den vom Menschen verursachten globalen Temperaturanstieg auf 1,5 °C zu begrenzen [1]. Um dieses Ziel zu erreichen, sind Ansätze von Nachhaltigkeit erforderlich, um die ökologischen Auswirkungen menschlicher Aktivitäten zu reduzieren. Auf der anderen Seite führt ein Paradigmenwechsel von der Massenfertigung hin über Flexibilität und Individualisierung in allen Produktions- und Konsumgüterindustrien zu einer stetig steigenden Nachfrage nach hochindividuellen Massen Anpassungen bei kleinen Losgrößen [2]. Zur Erhöhung der Flexibilität in der Metallumformung unter geopolitischen Restriktionen, sind neue Ansätze erforderlich, um beide Ziele in einem Umfeld zunehmender Globalisierung und Preiswettbewerbs in Einklang zu bringen [3].

Auch wenn die Flexibilität bei Biegeanwendungen mit kinematischen Umformmechanismen inhärent ist (z. B. Drei-Rollen-Schubbiegen), kann sie durch alternative, agile oder intelligente Produktionssysteme verbessert werden [2]. Als 2017 die Kreislaufwirtschaft postuliert wurde, definierten Potting et al. 9R-Strategien, um ein nachhaltiges Produktionssystem von der linearen zur zirkulären Wirtschaft zu gestalten [4]. Innerhalb der 9R-Strategien gibt es verschiedene Ansätze, um den Verbrauch natürlicher Ressourcen und die Umweltbelastung zu reduzieren. Durch die Anwendung der 9R-Strategien auf konventionelle Produktionsanwendungen können Potenziale für nachhaltige Produktionstechnologien und -systeme erschlossen werden.

Vor diesem Hintergrund besteht die Motivation, konventionelle Umformwerkzeuge durch biobasierte Materialien zu adäquieren und die Potentiale der alternativen Ansätze für geeignete Umformverfahren herauszustellen. Unter Berücksichtigung der 9R-Strategien in Kombination mit den Megatrends „Individualisierung“ und „Neo-Ökologie“ wird ein zunehmendes Umwelt- und Verantwortungsbewusstsein der Gesellschaft hinsichtlich konventioneller Technologien und Ansätze innoviert und neu gedacht [5].

In dieser Studie wird ein biobasierter Ansatz vorgestellt, der alternative Werkzeugkonzepte für die Metallumformung umfasst. Die Leistungsfähigkeit von Werkzeugen aus Robinien-Schichtsystemen (*Robinia pseudoacacia*) für das Freiformbiegen von Rohren wird anhand geometrischer Abweichungen hinsichtlich der Qualität und Machbarkeit dargestellt und bewertet.

Literaturübersicht

Das Biegen von Rohren ist eine weit verbreitete Umformtechnik, die sowohl formgebundene als auch kinematische Biegevorgänge umfasst. Rohrkomponenten unterschiedlichen Querschnitts können zu strömungstechnischen und strukturellen Bauteilen gebogen werden [6]. Formgebundene Werkzeugansätze, wie das Rotationszugbiegen, ermöglichen kleine Biegeverhältnisse, sowie ein hohes Maß an Prozessrobustheit und Zuverlässigkeit. Andererseits weisen sie jedoch einen Mangel an Flexibilität auf, da jede Biegegeometrie ein Biegewerkzeug mit einem spezifischen Biegeradius im Verhältnis zum Außenrohrdurchmesser erfordert [7]. Freiformbiegeverfahren wie das Drei-Rollen-Schubbiegen erhöhen die Flexibilität des Biegeprozesses, da die Biegegeometrie kinematisch erzeugt wird. Hierzu können durch die kinematische Variation gepaart mit dem Profilver Schub der Werkzeugausrichtung verschiedene Rohr- und Profihalbzeuge mit einem Werkzeugaufbau gebogen werden: inline oder zwischen verschiedenen Biegeoperationen [8, 9]. Obgleich inkrementelle Biegeverfahren verschiedene Ausprägungen umfassen, ist das Prinzip des Umformmechanismus grundsätzlich gleich. Das Profil wird durch stationäre Stützwerkzeuge (Stütz- und Biegerollen) axial geführt und die Umformkraft wird durch eine bewegliche Umformrolle relativ zu den stationären Werkzeugen auf das Profil aufgebracht, während das Profil gleichzeitig durch den Vorschub in Längsrichtung bewegt wird [10]. Beim Drei-Rollen-Schubbiegen kann die gewünschte Produktgeometrie durch Zustellung der Biegegeometrie an der Umformrolle variiert werden (siehe Abb. 1).

Das Zusammenspiel von Walzenvorschub und Profilver Schub bestimmt die Biegekontur. Die Biegekontur ist werkzeugunabhängig und ermöglicht Radienübergänge und große Biegeverhältnisse, während für kleinere Biegeverhältnisse typischerweise formgebundene Werkzeuge (z.B. Rotationszugbiegen) zum Einsatz kommen. Um einen sicheren Prozess zu gewährleisten, müssen Materialschwankungen, Maschinensteifigkeit, Materialrückfederung und mechanische Abhängigkeiten berücksichtigt werden [11].

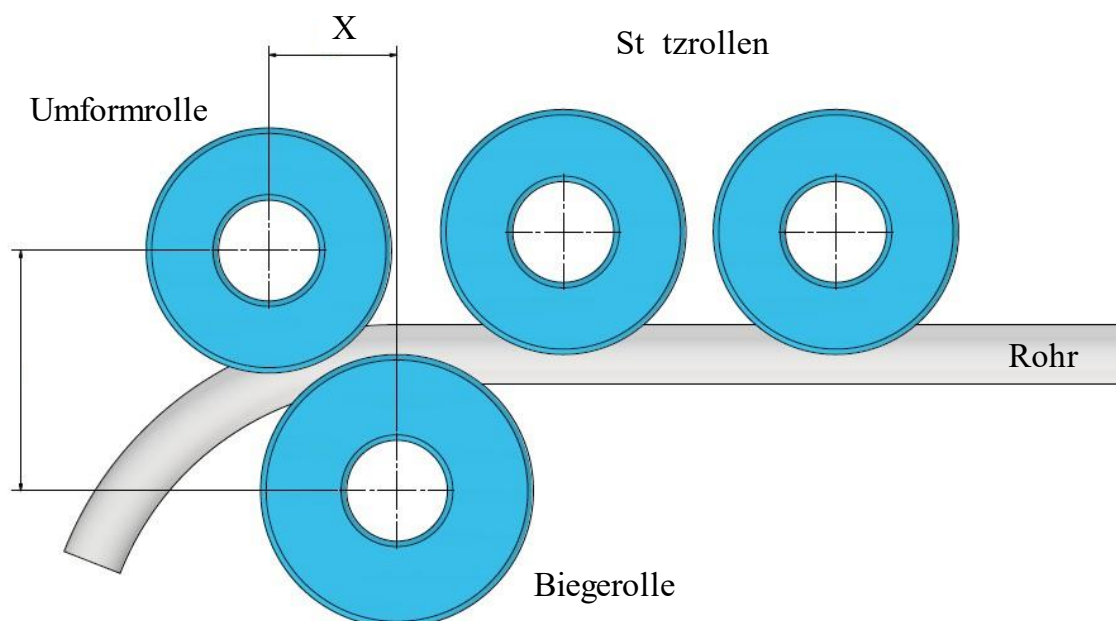


Abb. 1: Schematischer Werkzeugaufbau für das Drei-Rollen-Schubbiegen

Stand der Forschung

Mit den Arbeiten von Groth et al. [12], Kersten [13] und Plettke et al. [14] wurde das Drei-Rollen-Schubbiegen unter anderem hinsichtlich Optimierungs- und Verbesserungsstrategien untersucht. Konventionelle Fertigungsansätze können jedoch nur bedingt auf aktuelle Anforderungen aus Gesellschaft und Politik agieren und stellen sich demnach immer größeren Herausforderungen. Für Biegeanwendungen beim formgebundenen Rotationszugbiegen entwickelten Heftrich et al. einen systematischen Ansatz, um konventionell geschlossene Biegewerkzeuge aufzulösen und eine Konturänderung ohne Werkzeugwechsel zuzulassen [15]. Zudem postulierten Kuhnhen et al. eine Flexibilisierung von formgebundenen Umformverfahren in drei Skalenausprägungen, von Hunderstellmillimeter bis hin zu großen Oberflächenverstellungen für ganze Werkzeuge [16]. Geueke et al. untersuchten die Machbarkeit von Holzwerkzeugen für die Blechumformung [17]. In einer hydromechanischen Ziehwerkzeugkonstruktion wurde der Stempel aus laminiertem Robinienholz hergestellt und in einer Kleinserie von 64 Stück für konventionellen Ziehstahl (DC04) untersucht. Kolleck et al. untersuchten in einer Machbarkeitsstudie die Eignung holzbasierter Werkzeugwerkstoffe für den Tiefziehprozess [18]. Die hergestellten Holzwerkstoffwerkzeuge wurden aus 4 mm Robinienholzplatten (BL) verleimt. Sie zeigten eine gute Leistung bei der Produktion kleiner Losgrößen (<500 Teile) mit Kontaktnormalspannungen bei Eckradien von mehr als 5 mm. Pinto et al. untersuchten die Leistungsfähigkeit von Polymer- und Holzwerkzeugen für die Blechumformung bei Losgrößen von jeweils 500 Teilen [19]. Sie zeigten, dass insgesamt Radien von 7 mm realisierbar sind, wobei die Verformung bei den verdichteten Holzwerkstoffen etwas höher ist als bei den Polymerwerkzeugen.

Alternative Werkzeugtechnik

Ziel der vorliegenden Untersuchung ist es, die mögliche Substitution konventioneller Werkzeugwerkstoffe für Umformprozesse durch Robinienholz (*Robinia pseudoacacia*) zu untersuchen.

Mechanische Charakterisierung von Robinienholz

Die Robinie ist ein Hartholz, welches auf nährstoffarmen und trockenen Standorten angebaut und geerntet werden kann und im Vergleich zu anderen europäischen Laubhölzern und biobasierten Werkstoffen gute mechanische Eigenschaften aufweist. Nach Green et al. und Risse und Richter hat die Robinie die höchsten mechanischen Eigenschaften aller in Europa heimischen Holzarten [20, 21].

Vor der Machbarkeitsstudie holzbasierter Umformwerkzeuge wurde eine mechanische Charakterisierung von unbehandelten Holzproben der Robinie (Zug, Druck, Biegung, Härte) mittels einer Universalprüfmaschine ZWICK ROELL Z250 gemäß den einschlägigen Normen DIN EN ISO 527-1, DIN 52192 bzw. DIN 52186 durchgeführt (siehe Abb. 2).



Abb. 2: Testkörper aus Robinienholz zur mechanischen Charakterisierung

Die Kennwerte der mechanischen Charakterisierung sind in Tab. 1 zusammengeführt:

Tab. 1: Mechanische Eigenschaften von Robinienholz

Zugeigenschaften		Charakterisierung
Zugfestigkeit parallel zur Faser	[N/mm ²]	153,14 (± 23,31)
Zugfestigkeit quer zur Faser	[N/mm ²]	7,59 (± 1,36)
Zugmodul parallel zur Faser	[N/mm ²]	9325,95 (± 308,10)
Zugmodul parallel quer Faser	[N/mm ²]	1394,06 (± 409,82)
Druckeigenschaften		
Druckfestigkeit longitudinal	[N/mm ²]	75,63 (± 2,01)
Druckfestigkeit tangential	[N/mm ²]	20,86 (± 3,63)
Druckfestigkeit radial	[N/mm ²]	28,02 (± 2,36)
Druckmodul longitudinal	[N/mm ²]	8720,43 (± 622,56)
Druckmodul tangential	[N/mm ²]	603,71 (± 28,03)
Druckmodul radial	[N/mm ²]	750,24 (± 48,18)
Biegeeigenschaften		
Biegefestigkeit tangential	[N/mm ²]	141,54 (± 11,83)
Biegefestigkeit radial	[N/mm ²]	145,95 (± 14,04)
Biegemodul tangential	[N/mm ²]	11107,98 (± 1327,36)
Biegemodul radial	[N/mm ²]	11334,11 (± 1198,52)
Härteeigenschaften		
Brinellhärte longitudinal	[N/mm ²]	79,15 (± 5,80)
Brinellhärte tangential	[N/mm ²]	41,94 (± 4,95)
Brinellhärte radial	[N/mm ²]	39,93 (± 3,38)

Simulationsmodell für Drei-Rollen-Schubbiegen

Um die Belastung der Holzbiegewerkzeuge zu ermitteln, wurde aus der Simulation, die auf die Umformrolle resultierende Kraft berechnet. Die Biegesimulationen wurden mit der Software ABAQUS von DASSAULT SYSTÈMES durchgeführt. Die wichtigsten, während der Simulation verwendeten Parameter, sind in Tab. 2 aufgeführt.

Tab. 2: Hauptparameter der Simulation des Drei-Rollen-Schubbiegeprozesses

Element Typ (ABAQUS)	C3D8R, reduced integration, hourglass control
Netzgröße	1.2 mm
Elementanzahl	76.944
Elemente über die Dicke	3
Solver	ABAQUS Dynamic, Explicit
Kontakt Algorithmus	General contact (Explicit)
μ zwischen Profil / Rollen	Frictionless

Für die Simulation wurde ein isotropes Verfestigungsmodell nach von-Mises verwendet. Die Dichte des Edelstahlrohres wurde mit $7,9 \text{ g/mm}^3$ angenommen. Außerdem wurde ein Elastizitätsmodul von 200 GPa und eine Poissonzahl von 0,3 angenommen. Abb. 3 zeigt die approximierte Fließkurve, die für die Simulation verwendet wurde.

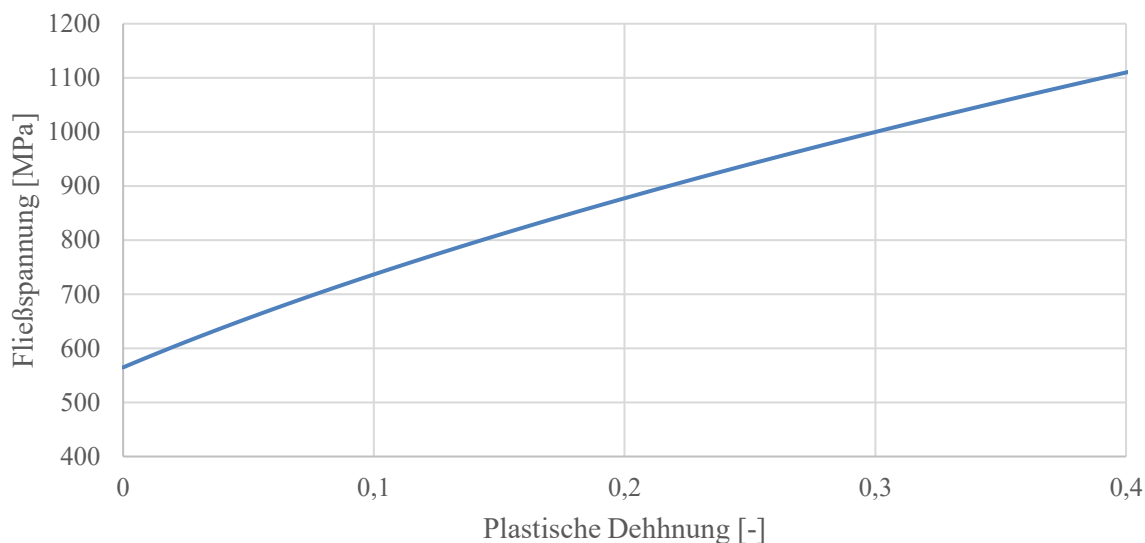


Abb. 3: Fließkurve für EN 1.4301

Abb. 4 stellt die Ergebnisse der Umformsimulation dar und zeigt die plastische Dehnung in Längsrichtung des Rohrs.

Gemäß Abb. 1 wurden zwei unterschiedliche Positionen der Umformrolle, sowohl experimentell als simulativ, untersucht. Die unterschiedliche Position der Umformrolle führte zu unterschiedlichen Prozesskräften und damit auch zu unterschiedlichen Belastungen auf die Werkzeuge. Die Kraftverläufe für beide Varianten sind in Abb. 5 dargestellt.

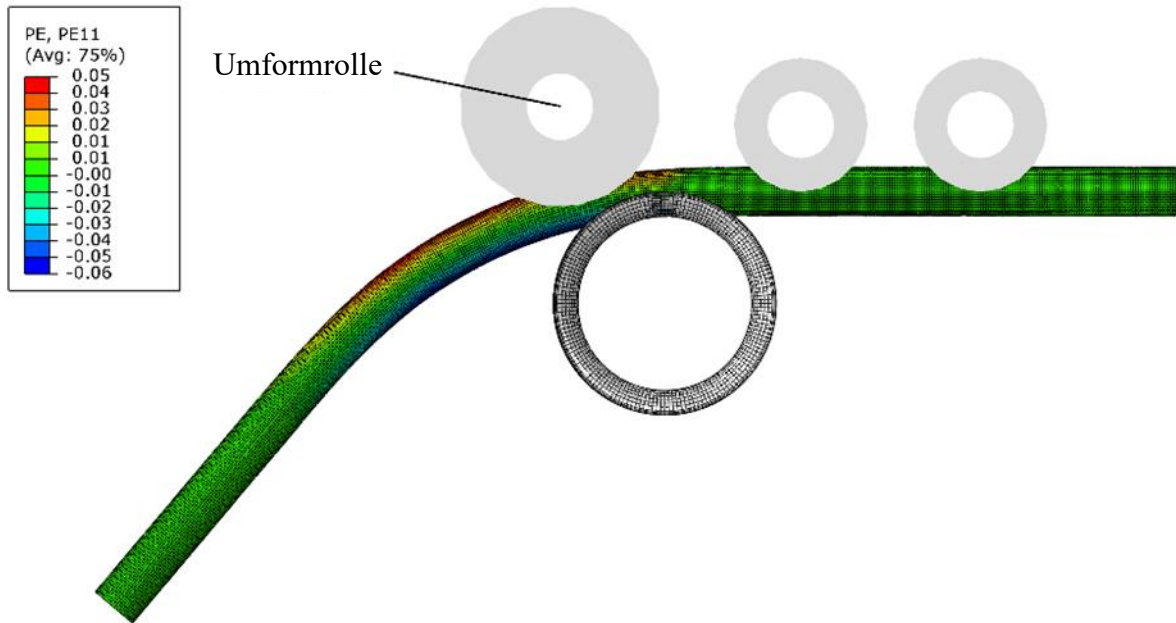


Abb. 4: Simulationsergebnisse des Drei-Rollen-Schubbiegeprozess

Obgleich beide Umformrollen das gleiche Biegemoment für den Biegevorgang erforderten, benötigte Variante 1 einen größeren Hebel, was zu einer geringeren Kontaktkraft im Vergleich zu Variante 2 führte. Im direkten Vergleich benötigte die Variante 2 einen deutlich höheren Kraftaufwand (Faktor 2,5) im Vergleich zur Variante 1. Zudem war zu erkennen, dass der degressive Kraftverlauf bei Variante 1 deutlich schneller das Kraftmaximum erreichte.

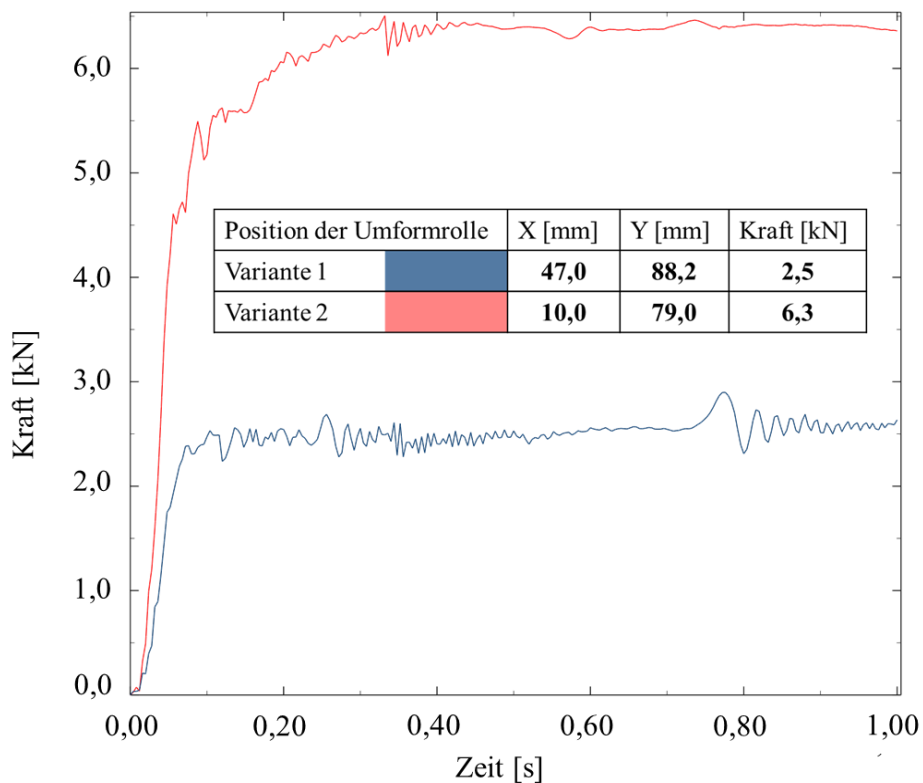


Abb. 5: Simulierte Kraftverläufe für verschiedene Umformrollenpositionen, gemäß Abb. 1.

Holzbaasierte Umformwerkzeuge aus Robinienholz

Um die Leistungsfähigkeit holzbasierter Biegewerkzeuge zu ermitteln, wurde nach Geueke et al. ein Composite-Aufbau aus 3 mm dicken Robinienfurnieren rechteckig gestapelt und mit Polyurethan verklebt (siehe Abb. 6) [17]. Massive Robinienbretter wurden in dünne Furnierblätter geschnitten und mit grober Körnung (P80) auf einem Oberflächenschleifer planparallel auf 4 mm geschliffen, bevor ein Verbund aus insgesamt 34 Lagen hergestellt wurde. Jede Composite-Schicht wurde aus einzelnen Robinienfurnieren mit einer Breite von 85–130 mm ausgelegt und untereinander verklebt. Die Kontaktflächen wurden vor der abschließenden Verklebung auf eine Dicke von 3 mm geschliffen, um eine gute Haftung zwischen den einzelnen Robinienfurniere zu gewährleisten. Um eine stabile und steife Verbundstruktur zu gewährleisten, wurde der Klebevorgang gemäß dem Datenblatt für Klebstoff 501.0 des Herstellers KLEIBERIT durchgeführt. Die Verklebung erfolgte mit einer hydraulischen Furnierpresse, ohne die mechanische Belastbarkeit der Holzschichten zu beeinträchtigen oder zu beschädigen.

Im Anschluss an die Herstellung des Composite-Verbundes aus Robinie, wurden für alle Werkzeuge unterschiedliche Orientierungen für die Lagenorientierung untersucht. Um den Verschnitt beim Sägen und Fräsen zu reduzieren, wurde aus dem Verbundblock eine horizontale (0°) und eine diagonale (45°) Richtung geschnitten und mit einer CNC-Fräsmaschine auf die gewünschte Werkzeugform gefräst:

- Biegerollen: 70 mm (Höhe), 90 mm (Durchmesser)
- Umformrolle: 50 mm (Höhe), 70 mm (Durchmesser)
- St t zrolle: 50 mm (Höhe), 70 mm (Durchmesser)



Abb. 6: Herstellungsprozess der Umformwerkzeuge als Schichtverbund aus Robinienholz

Mechanische Leistungsfähigkeit und optische Qualitätsbestimmung von Holzbiegewerkzeugen

Nach der Herstellung der Umformrollen wurde das Biegeverhalten und die Stabilität der Werkzeuge an dünnwandigen Rohren (1 und 1,5 mm) mit einem Außendurchmesser von 22 mm aus EN 1.4301 untersucht. Es wurden zwei unterschiedliche Werkzeugpositionen für die Umformrolle betrachtet (siehe Abb. 1 und Abb. 4), die zu Prozesskräften von 2,5 kN für

Variante 1 und 6,3 kN für Variante 2 an der Kontaktfläche zwischen Rohr und Werkzeug führten. Da der horizontal gestapelte Schichtverbund (0°) während des zweiten Biegevorgangs bei Variante 2 brach, wurde eine zweite Ausrichtung (45°) hergestellt, um die Belastbarkeit der Rollen zu vergrößern (siehe Abb. 6, unten links). Mit einem kleineren Hebel und größerer Prozesskraft brachen die Umformrollen (45° Ausrichtung) während der Biegungen von Variante 2 nicht. Die gewünschte Form des Biegeprofils ist links in Abb. 7 dargestellt. Bei einem Biegeradius von ca. 300 mm wurde die Toleranz über eine kleine Losgröße von 5 Rohren für jede Konfiguration durch optische Korrelation der gebogenen Rohre untersucht. Die geometrische Abweichung entlang des Prozesses für eine 45° -Werkzeugausrichtung aller Rollen ist links in Abb. 7 detailliert dargestellt. Die geometrische Abweichung in der Mitte des Rohrstacks und an beiden Profilenden, kann als vernachlässigbar angesehen werden. Die Abweichung ist vergleichbar mit konventionell hergestellten Rollen aus Werkzeugstahl.

Nach der optischen Korrelation der Rohrprofile wurden die Werkzeuge mit einem GOM ATOS Scanner überprüft. Da die Simulationsergebnisse eine Höchstbelastung der Umformrollen aufwiesen, wurden die optischen Messungen für beide Varianten ausschließlich für diese Werkzeuge in zwei unterschiedlichen Orientierungen durchgeführt. Der optische Zusammenhang der räumlichen Abweichung für die Umformrollen ist rechts in Abb. 7 dargestellt. Während die 0° ausgerichtete Umformrolle eine gleichmäßige Umfangsverformung in der Kavität von bis zu 0,1 mm aufwies, zeigte das 45° ausgerichtete Werkzeug eine ungleichmäßig verteilte Verformung von bis zu 0,2 mm auf der Kavitätsseite.

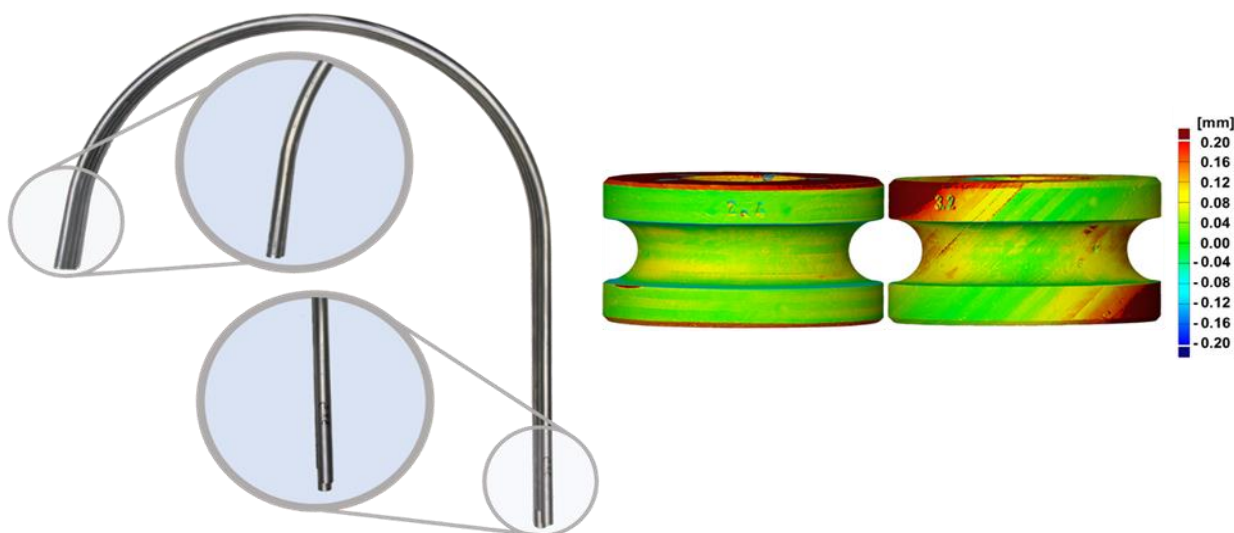


Abb. 7: Optischer Vergleich der Geometrieabweichung an Biegebauteilen durch Holzwerkzeuge (links) und optische Geometrieabweichung der eingesetzten Holzwerkzeuge nach den Biegeversuchen: horizontaler Schichtaufbau (links) und diagonaler Schichtaufbau (rechts).

Nach den Biegeversuchen wurde die Umformrolle an einem Röntgenmikroskop XRADIA 610 VERSA der Firma ZEISS auf interne Beschädigung und Versagen bzw. Delamination des Schichtsystems hin untersucht. In über 1000 Einzelbildsequenzen wurde ein Messbereich von 30 mm^3 auf derartiges Versagen überprüft. Die optische Auswertung durch Sichtprüfung ergab dabei keinen Aufschluss auf ein Versagen des technischen Systems (siehe Abb. 8, links). Im Vergleich dazu ist in Abb. 8, rechts eine Röntgenmikroskopanalyse des Druckprüfkörpers mit deutlich ersichtlicher Strukturschädigung (Faserabriss und Delamination der Jahresringe) innerhalb des Bauteils.

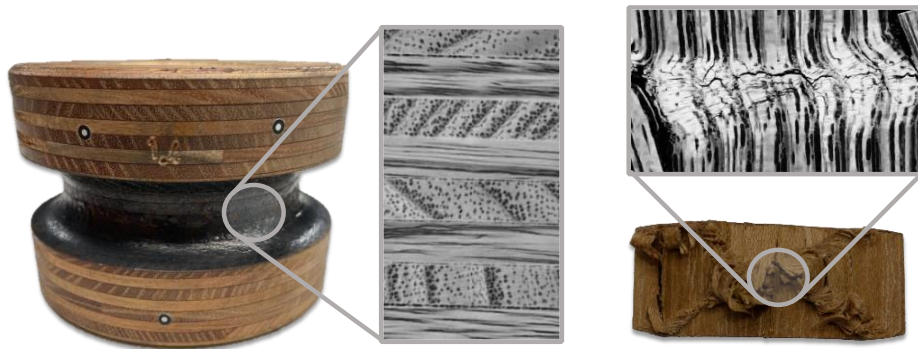


Abb. 8: Röntgenmikroskopanalyse der inneren Bauteilstruktur der eingesetzten Umformrolle nach 10 Biegeversuchen (rechts) und eines Druckprüfkörpers nach dem Versagen bei der mechanischen Charakterisierung von Robinie

Zusammenfassung und Ausblick

Die Substitution von konventionellen hin zu holzbasierten Umformwerkzeugen bietet eine Möglichkeit zur Verbesserung der Flexibilität und Massenindividualisierung in der Profilmformung von Rohren aus Edelstahl EN 1.4301. Während die rechteckige Lagenanordnung bei einem Schichtaufbau von 0° ein gleichmäßiges Verformungsverhalten der Werkzeuge zeigte, ermöglichte eine Ausrichtung von 45° höhere Prozesskräfte des Biegeprozesses, obwohl die Verformung in Umfangsrichtung heterogen war, was wiederum mit der mechanischen Leistungsfähigkeit und Haltbarkeit der anisotropen Holzstruktur korreliert. Insgesamt konnte die Machbarkeit nachgewiesen werden und die Wiederholgenauigkeit der gebogenen Rohre war vergleichbar mit der von konventionellen Stahlwerkzeugen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die holzbasierten Umform- und Biegewerkzeuge ein geeignetes Substitut für die Produktion kleiner Losgrößen aufzeigen. Zukünftige Forschungsarbeiten sollten sich auf die hochbelasteten Bereiche der Biegewerkzeuge, sowie auf die Anordnung und Ausrichtung der Einzellagen konzentrieren. Weitere tribologische Untersuchungen könnten helfen, den Einfluss der Partikelanhaftungen zu charakterisieren und ein geeignetes Prozessfenster für Holzbiegewerkzeuge zu identifizieren.

Literaturverzeichnis

- [1] C. A. Horowitz, „Paris Agreement,“ *Int. leg. mater.*, Jg. 55, Nr. 4, S. 740–755, 2016, doi: 10.1017/S0020782900004253.
- [2] D. . a ng et al., „Flexibility in metal forming,“ *CIRP Annals*, Jg. 67, Nr. 2, S. 743–765, 2018, doi: 10.1016/j.cirp.2018.05.004.
- [3] G. Herrigel, „Globalization and the German industrial production model,“ *J Labour Market Res*, Jg. 48, Nr. 2, S. 133–149, 2015, doi: 10.1007/s12651-014-0170-5.
- [4] Potting, José & Hekkert, M.P., E. Worrell und A. Hanemaaijer, *Circular Economy: Measuring innovation in the product chain.: Policy Report (issue 2544)*. PBL Netherlands Environmental Assessment Agency, 2017.
- [5] L. Hildebrandt, „Open PPS - Konzeption eines Modells zur Produktionsplanung und -steuerung für dezentrale, vernetzte und offene Produktionswerkstätten,“ *Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg*, 2023.
- [6] P. Vatter, *Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode (Zugl.: Erlangen-Nürnberg, Univ., Diss., 2014) (Bericht aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie 262)*. Bamberg: Meisenbach, 2015.

- [7] M. Schiller, C. Heftrich und B. Engel, „Remote Production,“ *Procedia CIRP*, Jg. 99, S. 242–247, 2021, doi: 10.1016/j.procir.2021.03.099.
- [8] Sebastian Groth, *Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen: Dissertation (Forschungsberichte des Lehrstuhls für Umformtechnik, UTS Siegen)*. Düren: Shaker Verlag, 2020.
- [9] Vogel-Heuser B., Bauernhansl T. und ten Hompel M., *Handbuch Industrie 4.0: Bd. 3: Logistik*, 2. Aufl. (Springer Reference Technik). Berlin: Springer Vieweg, 2017.
- [10] B. Engel und S. Kersten, „Sensitivitätsanalyse beim Freiformbiegen von Rohrprofilen: 30. EFB-Kolloquiums Blechverarbeitung 2010,“ *EFB Tagungsband T31*, S. 125–138, 2010.
- [11] B. Engel und C. Gerlach, „Optimierung des Freiformbiegeprozesses von Profilen,“ *Verformungskundliches Kolloquium 2008, Rel10/05*, S. 1–17, 2008.
- [12] 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.
- [13] S. Kersten, *Prozessmodelle zum Drei-Rollen-Schubbiegen von Rohrprofilen: Dissertation (Forschungsberichte des Lehrstuhls für Umformtechnik, UTS Siegen)*. Aachen: Shaker Verlag, 2012.
- [14] R. Plettke, P. H. Vatter, D. Vipavc, M. Cojutti und H. Hagenah, „Investigation on the Process Parameters and Process Window of Three-Roll-Push-Bending,“ in *Proceedings of the 36th International MATADOR Conference*, Springer, London, 2010, S. 25–28. [Online]. Verfügbar unter: https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-1-84996-432-6_5
- [15] 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.
- [16] C. Kuhnhen, J. Knoche, J. Reuter, S. S. Hassan Al-Maeni 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. [Online]. Verfügbar unter: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827121003310>
- [17] Geueke M., Steinheimer R., Lutz M. und Engel B., „Sustainable tool technology: Wood-based forming tools,“ *Materials Research Proceedings*, Jg. 28, S. 1967–1976, 2023, doi: 10.21741/9781644902479-212.
- [18] R. Kolleck, C. Koroschetz, G. Schickofer und Agustin M., „Alternativer Werkstoff Holz spart Werkzeugkosten fr die Blechumformung,“ *Maschinenmarkt*, 2008 2008. <https://www.maschinenmarkt.vogel.de/alternativer-werkstoff-holz-spart-werkzeugkosten-fuer-die-blechumformung-a-142940/?p=3>
- [19] M. Pinto, A. D. Santos, P. Teixeira und P. J. Bolt, „Study on the usability and robustness of polymer and wood materials for tooling in sheet metal forming,“ *Journal of Materials Processing Technology*, Jg. 202, 1-3, S. 47–53, 2008, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.08.082.
- [20] D. W. Green, J. E. Winandy und D. E. Kretschmann, *The Mechanical Properties of Wood*, 1999 (1999).
- [21] M. Risse und Richter K., *Das Holz der Robinie – Eigenschaften und Verwendung: Beiträge zur Robinie (LWF Wissen)*, 2020.

Erweiterung der Prozessgrenzen für hochfestes mikrolegiertes Kaltband durch inkrementelles Profil-Schwenkbiegen

Marco Gösling^{1,a}, Stephanie Fruhstorfer¹, Jörg von Prondzinski¹, Peter Frohn-Sörensen² und Bernd Engel²

¹BILSTEIN GmbH & Co. KG, Im Weinhof 36, 58119 Hagen, Deutschland

²Lehrstuhl für Umformtechnik, Universität Siegen, Breite Straße 11, 57076 Siegen, Deutschland

^amarco.goesling@bilstein-kaltband.de

Keywords: Stahl, AHSLA, mikrolegiert, Profillumformung, Inkrementelles Biegen.

Abstract. Mikrolegiertes Kaltband im Zugfestigkeitsbereich zwischen 500 und 1000 MPa ist seit langem ein etablierter Werkstoff im Bereich automobiler Anwendungen. Die als CR500LA bis CR1000LA bezeichneten Werkstoffe werden aufgrund ihres hohen Streckgrenzenverhältnisses z.B. für Profil-Anwendungen wie Sitzschienen verwendet. Im Rahmen des hier vorgestellten Projektes wurde untersucht, in wieweit durch eine Kombination aus inkrementellem Schwenkbiegen und hochfestem mikrolegiertem Kaltband die Prozessgrenzen für Stahlprofile erweitert werden können. Durch das vergleichsweise gute Lochaufweitverhältnis der mikrolegierten Sorten sind schon beim kontinuierlichen Biegen von Profilen gute Ergebnisse erzielbar. Durch die inkrementelle Verfahrensvariante und das sehr gute lokale Umformvermögen dieser Werkstoffgruppe konnten die Prozessgrenzen noch einmal erheblich erweitert werden.

Einführung

Der Wandel von konventionell angetriebenen Fahrzeugen mit Verbrennungsmotoren zu elektrisch angetriebenen Fahrzeugen lässt Veränderungen sowohl in der Fahrzeugstruktur als auch in der Fertigungsprozesskette erwarten. So muss beispielsweise mit dem Batteriekasten eine neue Baugruppe in die Karosserie integriert werden. Dafür könnten profil-intensive Fahrzeugkonzepte ein alternativer Ansatz sein, wodurch Werkstoffe interessant werden, die besonders für die Fertigung von Profilen geeignet sind. Als kostengünstige Stahlvariante kommen hierfür, aufgrund ihrer Werkstoffkennwerte, insbesondere Advanced High Strength Low Alloy Steels (kurz AHSLA-Stähle) in Frage (vgl. Abb. 1).

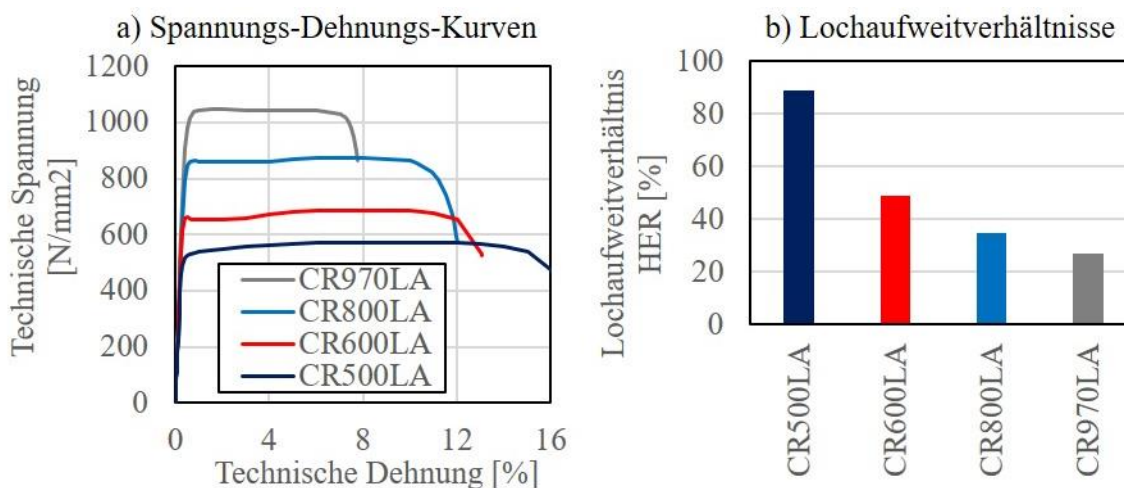


Abb. 1: Mechanische Eigenschaften von AHSLA-Stählen

AHSLA-Stähle sind einphasige, mikrolegierte und kaltgewalzte Blechwerkstoffe, die sich durch ein hohes Streckgrenzenverhältnis und gutes Lochaufweitverhältnis auszeichnen. Das hohe Streckgrenzenverhältnis macht diese Werkstoffe besonders für rollprofilierte Profil-Anwendungen interessant. So werden beispielsweise automobiler Sitzschienen aus dieser Werkstoffgruppe hergestellt.

Neben dem Wandel in Fahrzeugstruktur und Werkstoffauswahl sind auch Veränderungen in der Fertigungstechnik zu erwarten. So kann die Herstellung von Fahrzeugkarosserien mit unterschiedlichen Antriebskonzepten eine denkbare Zukunftsperspektive sein. Dadurch werden Variantenzahl steigen und Losgrößen vermutlich sinken. Bei einer solchen Entwicklung können flexible Fertigungstechnologien wie das inkrementelle Schwenkbiegen von Profilen an Bedeutung gewinnen (vgl. Abb. 2).

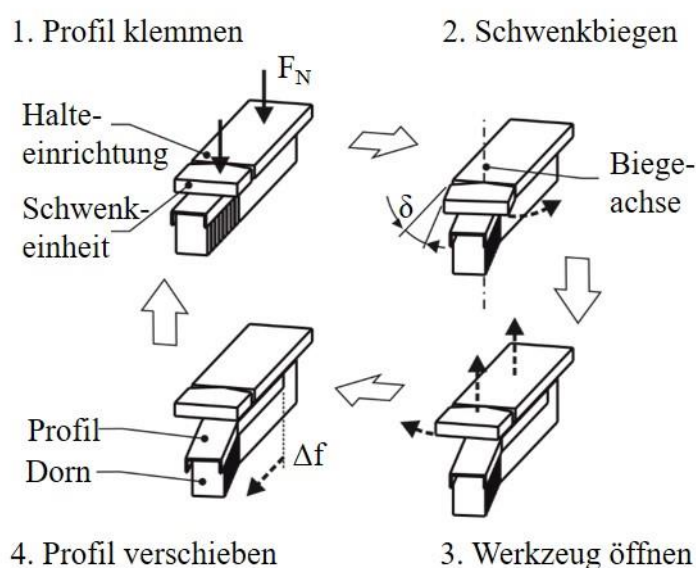


Abb. 2: Inkrementelles Schwenkbiegen nach [1]

Beim inkrementellen Schwenkbiegen werden offenen Profile reibschlüssig geklemmt und kinematisch durch Schwenkbiegen umgeformt. Durch mehrere Umform-Inkmente wird der erforderliche Biegeradius bzw. die Profilkrümmung erreicht. Die Formgebung erfolgt ohne ein formgebendes Werkzeug. Dadurch ist das inkrementelle Schwenkbiegen auf der einen Seite sehr werkzeugarm und investitionsarm, aber auf der anderen Seite für eine variantenintensive Fertigung geeignet [2].

Globales und lokales Umformvermögen

Um die Biegebarkeit eines Werkstoffes zu beschreiben, ist die in der Umformtechnik üblicherweise zur Bewertung des Umformvermögens verwendete Grenzform-Änderungskurve nicht geeignet [3]. Deshalb ist für Biegeverfahren eine differenziertere Sicht auf das Umformvermögen notwendig.

Die Umformbarkeit eines Werkstoffes kann durch das lokale und globale Umformvermögen beschrieben werden [4]. Als Kennwert für das globale Umformvermögen kann die Gleichmaßdehnung verwendet werden. Eine etwas genauere Betrachtung des globalen Umformvermögens erlaubt die Grenzform-Änderungskurve (Forming Limit Curve: FLC). Die Beschreibung des lokalen Umformvermögens kann z.B. durch das Lochaufweitverhältnis oder auch die größte Blechdickendehnung nach Bruch im Zugversuch erfolgen [5]. Außerdem kann das lokale Umformvermögen durch Bruchkurven beschrieben werden [6].

In Abb. 3 ist das Umformvermögen des mikrolegierten Stahls CR800LA mit dem Umformvermögen des Dualphasenstahls DP800 (CR440Y780T-DP bzw. HCT780X) verglichen.

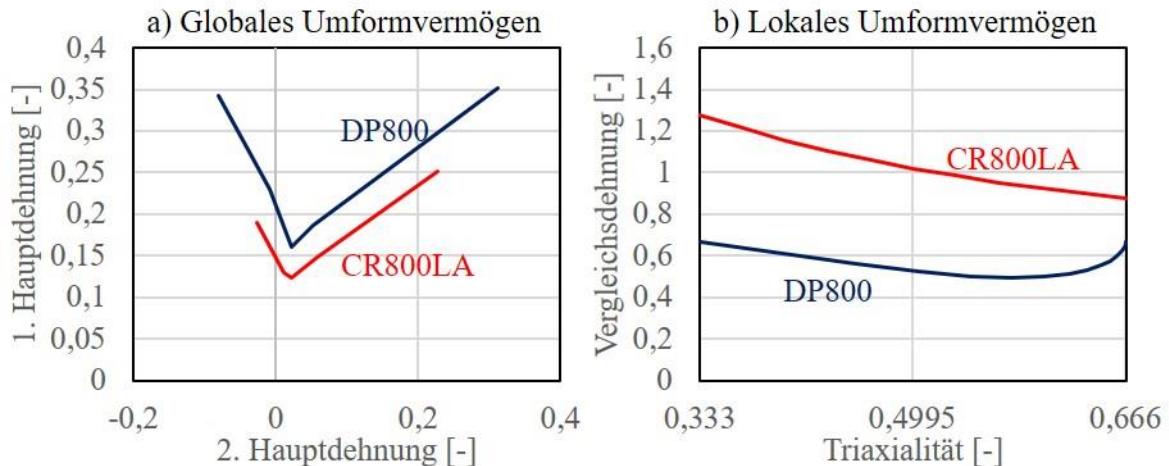


Abb. 3: Vergleich des globalen und lokalen Umformvermögens

Sowohl globales als auch lokales Umformvermögen wurden mithilfe des Nakazima Versuches bestimmt. Das globale Umformvermögen wurde durch die Grenzformänderungskurve nach DIN EN ISO 12004-2 bestimmt. Es zeigt sich, dass das globale Umformvermögen des Dualphasenstahls größer ist als das des CR800LA.

Das lokale Umformvermögen ist anhand von gerissenen Nakazima-Proben bestimmt worden. Dazu wurden die Bruchflächen ausgewertet und die kleinste Blechdicke der Probe nach dem Bruch ermittelt. Unter der Annahme einer ebenen Formänderung nach der Einschnürung wurde die Vergleichsdehnung berechnet [7]. Ein Vergleich dieses lokalen Umformvermögens mit dem globalen Umformvermögen zeigt, dass sich die beiden Werkstoffe nun umgekehrt verhalten. Nun ist das lokale Umformvermögen des CR800LA höher als das des Dualphasenstahls.

Im Rahmen des hier vorgestellten Projektes soll untersucht werden, inwieweit das hohe lokale Umformvermögen beim inkrementellen Schwenkbiegen von Profilen genutzt werden kann, um die Prozessgrenzen für gekrümmte Profile aus hochfesten mikrolegierten Stählen zu erweitern.

Kontinuierliches Biegen von Profilen

Zunächst wurde das kontinuierliche Biegen von Profilen untersucht. Dazu wurde ein U-Profil durch Abkanten hergestellt und anschließend in einem 3-Punkt-Biege-Versuch bis zum Versagen belastet.

In Abb. 4 sind die Kraft-Weg-Verläufe und die umgeformten Profile für die Materialvarianten DP800 und CR800LA dargestellt. Aufgrund seiner höheren Streckgrenze ist die notwendige Umformkraft für den CR800LA zunächst deutlich höher. Die aufgenommene Deformationsenergie ist also für kleinere Umformwege beim CR800LA größer als für den DP800, da eine wesentlich homogenere Festigkeitsverteilung sowohl im Werkstoff als auch in den umgeformten Bauteilen vorliegt.

Ein Vergleich der hergestellten Profile führt auf einen deutlichen Unterschied. Während der CR800LA eine Einschnürung aufweist, zeigt der DP800 einen klaren Riss ohne deutliche Einschnürung. Außerdem tritt der Riss beim DP800 überraschend früh auf, da aufgrund der mechanischen Daten deutlich höhere Umformwege als beim CR800LA zu erwarten waren.

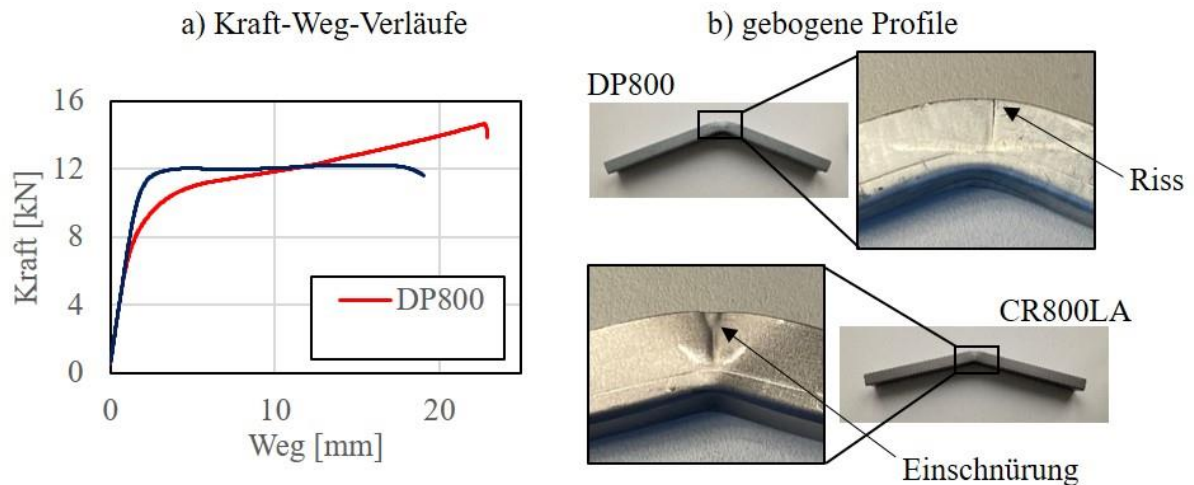


Abb. 4: Kraft-Weg-Verlauf und Versagen beim kontinuierlichen 3-Punkt-Profilbiegen

Deshalb wurde das Rissverhalten mithilfe von Finite-Elemente-Simulationen analysiert. Die mit der Software PAM-STAMP ermittelten Ergebnisse sind in Abb. 5 durch die berechneten Grenzform-Änderungsdiagramme dargestellt.

Die Umform-Simulationen zeigen, dass der Riss beim CR800LA entsteht, da die simulierten Dehnungen (blau) die FLC überschreiten. Der Riss bzw. die Einschnürung entstehen also aufgrund der Ausschöpfung des globalen Umformvermögens. Beim DP800 zeigt die Simulation ein anderes Bild. Die Simulation sagt zunächst ein deutlich zu hohes Umformvermögen vorher, da die simulierten Dehnungen noch unterhalb der FLC liegen.

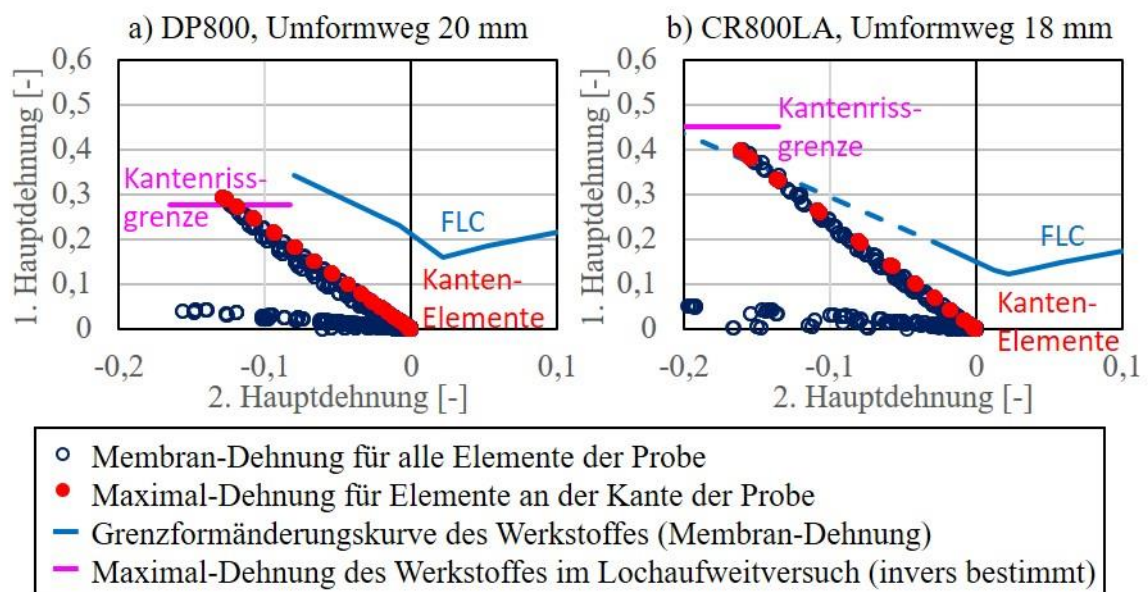


Abb. 5: Simulation des Versagens beim 3-Punkt-Biegeversuch

Deshalb wurden die Grenzform-Änderungsdiagramme durch die sogenannte Kantenrissgrenze ergänzt [8]. Die Kantenrissgrenze wurde invers aus dem Lochaufweitversuch nach ISO 16630 bestimmt. In einer Umform-Simulation wurde der Lochaufweitversuch für die beiden Werkstoffe nachgebildet und die größte Dehnung beim Kantenriss bestimmt. Diese Dehnung stellt dann den Konstruktionspunkt für die Kantenrissgrenze dar. Zur besseren Veranschaulichung wurde der Punkt durch eine Waagerechte ergänzt.

Wird die Kantenrissgrenze für den DP800 berücksichtigt, wird ein Blechreißer, wie im Experiment vorhergesagt. Die Dehnungen an der Blechkante (rot) überschreiten die Kantenrissgrenze. Dies lässt die Schlussfolgerung zu, dass der Riss beim DP800 aufgrund seines begrenzten Kanten-Umformvermögens entstanden ist.

Inkrementelles Biegen von Blechstreifen und Profilen

In einem nächsten Schritt wird das inkrementelle Hochkantenbiegen von Blechstreifen betrachtet. Anders als es beim Biegen von Blech üblich ist, wird nicht senkrecht zur Blechdicke, sondern in der Blechebene gebogen. Das bedeutet, dass Zug- und Druckseite nicht der Blechober- bzw. unterseite entsprechen, sondern dass sich Zug- und Druckseite an den Kanten des Bleches befinden. Diese Belastung entspricht eher der Belastung, wie sie beim zuvor beschriebenen Biegen eines Profils auftritt.

In einer theoretischen Betrachtung wird der Prozess zunächst für 50 mm breite Blechstreifen ausgelegt und anschließend experimentell verifiziert. Ziel der Auslegung ist die Bestimmung der Prozessparameter, mit denen das volle Potential der Umformmethode und die volle Duktilität des Werkstoffs, ausgeschöpft werden kann. Dazu werden das kontinuierliche Hochkantbiegen von Blechstreifen entsprechend der elementaren Biegetheorie analytisch berechnet [9]. Anschließend wurde entsprechend eines plasto-mechanischen Prozessmodells des inkrementellen Schwenkbiegens die inkrementelle Biegung ausgelegt [1]. In Abb. 6 sind die berechneten Biegeradien aufgezeigt und mit dem experimentellen Ergebnis verglichen.

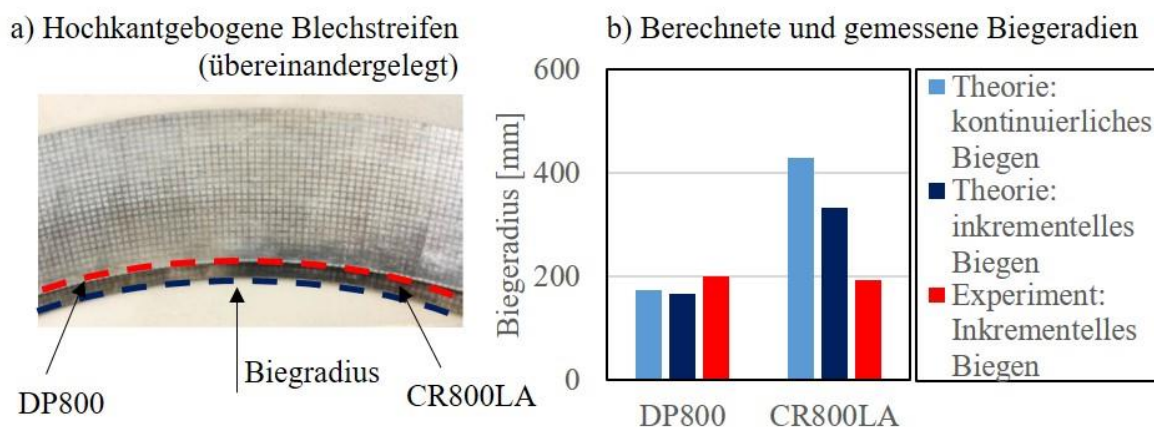
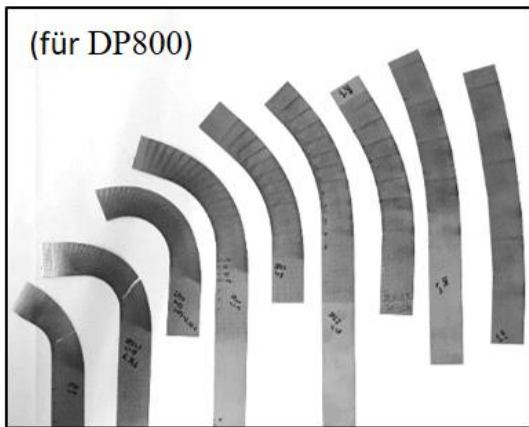


Abb. 6: Vergleich der berechneten und experimentell ermittelten Biegeradien des inkrementellen Biegens von Blechstreifen

Für den DP800 zeigt sich durch die inkrementelle Vorgehensweise nur eine geringfügige Verbesserung der erzielbaren Biegeradien. Die theoretische Berechnung hat das Umformvermögen dabei leicht überschätzt.

Beim CR800LA zeigt sich ein deutlich anderes Bild. Durch die inkrementelle Vorgehensweise können die Biegeradien deutlich reduziert werden. Das experimentelle Ergebnis zeigt eine nochmalige deutliche Verbesserung im Vergleich zur theoretischen Auslegung. Das Umformvermögen wird durch die Theorie unterschätzt, da das veranschlagte Versagenskriterium bisher nicht den lokalen Dehnungsbereich berücksichtigt, welcher beim CR800LA einen wesentlichen Teil des Umformvermögens ausmacht. Insgesamt sind die erreichten Radien für den CR800LA kleiner als für den DP800. In Abb. 7 sind eine beispielhafte Biegesequenz und die verwendeten Prozessparameter mit dem erreichten Biegeradius dargestellt.

a) Beispiel für eine Biegesequenz [3]



b) Erreichte Radien

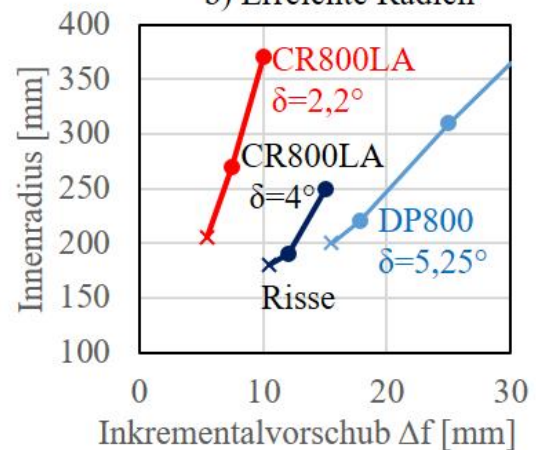
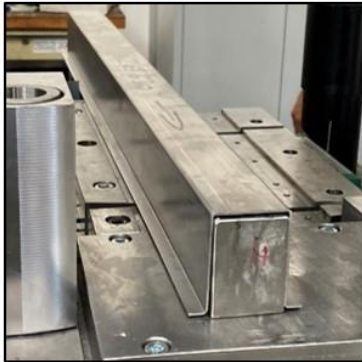


Abb. 7: Biegesequenz und Parametereinstellungen für das inkrementelle Biegen von Blechstreifen

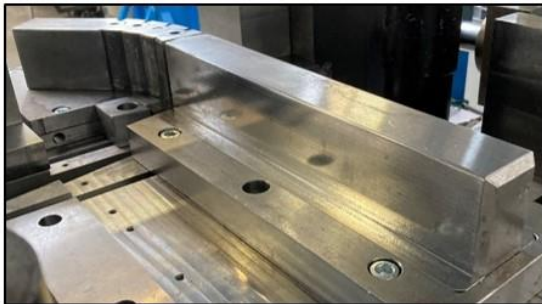
Auf Basis der theoretischen Überlegungen wurde der Biegewinkel δ je Inkrement und der Inkrementalvorschub Δf festgelegt. Der Inkrementalvorschub wurde dann sukzessive von Biegeprobe zu Biegeprobe verringert, so dass eine immer stärkere Überlagerung der Umformzonen verursacht wurde. Hierdurch wurden immer engere Biegungen erzielt, bis ein Riss am Außenbogen beobachtet wurde.

Abschließend wurden Profile mit gebogenen S-Schlägen aus AHSLA und DP-Stahl als Demonstratoren hergestellt. In Abb. 8 ist der Fertigungsprozess dargestellt.

a) Profil auf Dorn positioniert b) Presse klemmt das Profil c) Profil nach der Umformung



d) Flexibler Dorn



e) Hergestellte Profile mit S-Schlag

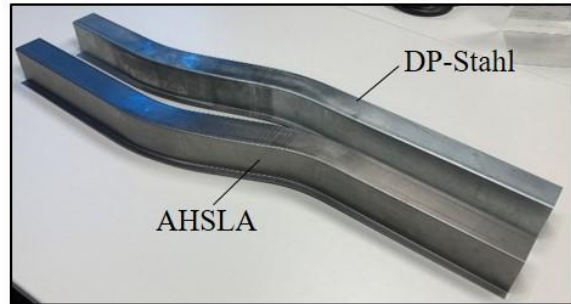


Abb. 8: Fertigungsprozess des inkrementellen Profilschwenkbiegens

Hutprofile wurden mittels Abkantpressen hergestellt und in einer hydraulischen Try-out Presse (100t) mit Nebenaggregat für die Biegeachse inkrementell umgeformt. Dazu wurde das Profil auf einem flexiblen Dorn positioniert und durch die Presse geklemmt. Das Nebenaggregat bewegt bzw. schwenkt den flexiblen Teil des Dorns und bewirkt dadurch die kinematische Umformung des Profils. Durch kleine Biegeinkremente und leichtes Vorschieben des Profils zwischen den Inkrementen wird eine Überlagerung der Biegezonen von Inkrement zu Inkrement erzeugt und damit der finale Biegewinkel des Profils erreicht.

Zusammenfassung und Ausblick

AHSLA-Stähle (bezeichnet als CR500LA bis CR1000LA) zeichnen sich durch ein hohes Streckgrenzenverhältnis und ein hohes lokales Umformvermögen aus. Das hohe Streckgrenzenverhältnis macht diese Werkstoffgruppe aufgrund der homogenen Festigkeitsverteilung für rollprofilierte Strukturteile interessant. Ein hohes lokales Umformvermögen kann außerdem bei bestimmten Umformverfahren dazu führen, dass die Prozessgrenzen deutlich höher liegen, als es die mechanischen Kennwerte der Werkstoffe erwarten lassen. Im Rahmen des hier vorgestellten Projektes wurde untersucht, in wieweit durch eine Kombination aus inkrementellem Schwenkbiegen und hochfestem mikrolegierten Kaltband die Prozessgrenzen für Stahlprofile erweitert werden können. Zunächst wurde das kontinuierliche Biegen von Profilen untersucht. Dabei zeigte sich ein hohes Energie-Aufnahmevermögen und eine überraschend gute Umformbarkeit im Vergleich zu Profilen aus Dualphasenstählen. Mithilfe von Finite-Elemente-Simulationen konnte durch Implementierung des Lochaufweitverhältnisses gezeigt werden, dass die Ursache dafür das vergleichsweise gute lokale Umformvermögen der mikrolegierten Sorten ist. Im weiteren Schritt wurde das inkrementelle Biegen von Profilen untersucht. Im Vergleich zum kontinuierlichen Biegen konnte eine Erweiterung der Prozessgrenzen erreicht werden. Aufgrund des höheren lokalen Umformvermögens ist diese Erweiterung größer als beim Dualphasenstahl.

Die Handhabung der Bleche während der durchgeführten Experimente erfolgte ausschließlich manuell und erforderte deshalb hohe Prozesszeiten. Es besteht aber ein hohes Automatisierungspotential des inkrementellen Schwenkbiegens, wodurch vergleichsweise niedrige Prozesszeiten möglich sind. Ein nächster Entwicklungsschritt dieses Verfahrens ist demnach eine vollständige Automatisierung des Verfahrens, um realistische Taktzeiten zu erreichen. Mit Hilfe realistischer Taktzeiten können dann lohnende Anwendungen in der stark individualisierten Klein- und Mittelserienfertigung identifiziert werden.

Literaturverzeichnis

- [1] P. Frohn-Sörensen, B. Mašek, M. F-X. Wagner, K. Rubešová, O. Khalaj, B. Engel, "Flexible manufacturing chain with integrated incremental bending and QP heat treatment for on-demand production of AHSS safety parts." *Journal of Materials Processing Technology* 275 (2020): 116312.
- [2] C. Stötzel, "Inkrementelles Schwenkbiegen zur kostengünstigen Herstellung von Trägerstrukturen in Elektrofahrzeugen (ISB-Elektro) ", Schlussbericht BMWi-Projekt (01MX1208A).
- [3] P. Frohn-Sörensen, D. Nebeling, J. Reuter, B. Engel, "A Critical Evaluation of Forming Limit Curves Regarding Layout of Bending Processes." In *Key Engineering Materials*, vol. 926, pp. 1051-1060. Trans Tech Publications Ltd, 2022.
- [4] B. Hance, M.D. Davenport, "AHSS: Deciphering Local and Global Formability", *Proceedings of International Automotive Body Congress*, Dearborn, USA, 2016.
- [5] S. Heibel, "Schädigung und Versagensverhalten hochfester Mehrphasenstähle", Dissertation, TU Dortmund, 2021.
- [6] . Bao, T. Wierzbicki, "On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space", *International Journal of Mechanical Sciences* 46, pp. 81 – 98, 2004.
- [7] M. Gorji, "Instability and fracture models to optimize the metal forming and bending behavior of Al-Alloy Composites", Dissertation, ETH Zürich, 2015.
- [8] T. Gläsner, V. Imat, M. Schneider, Chr. Sunderkötter, M. Theiss, S. Westhäuser, „Berücksichtigung der Kantenrissempfindlichkeit in der Umformsimulation“, *UTF Science IV*, 2015.
- [9] C. Gerlach, "Ein Beitrag zur Herstellung definierter Freiformbiegegeometrien bei Rohren und Profilen", Dissertation: Aachen: Shaker Verlag GmbH, 2010.

Einfluss und Wechselwirkungen der Materialparameter in Formsimulationen faserverstärkter Thermoplaste

Jasmin Graef^{1,a}

¹Am Ramsberg 96, 58509 Lüdenscheid, Deutschland

^ajasmin.graef@mail.de

Keywords: Faserverstärkte Thermoplaste (FVT), Formsimulation, Materialcharakterisierung, Faserwinkel, Faltenbildung

Abstract. Bauteile aus gewebeverstärkten Thermoplasten (GVT) werden für den Leichtbau im Automobilbereich eingesetzt. Nach Erwärmung oberhalb des Schmelzbereichs lassen sich diese mit Thermoformverfahren zu Bauteilen formen. Die mechanischen Eigenschaften werden durch die nach dem Formprozess im Bauteil vorliegenden Faserwinkel im Verstärkungsgewebe sowie auftretender Falten beeinflusst. Somit liegt ein großes Interesse in der Entwicklung und Verbesserung von Simulationsmethoden zur Vorhersage der Faserwinkel und Faltenbildung. Die eingesetzten FE-Modelle erfordern die Charakterisierung des Materialverhaltens oberhalb der Schmelztemperatur bei verschiedenen Belastungsarten wie Scher-, Zug-, Druck- und Biegebeanspruchung. Aufgrund der Aufheizphasen sind die Materialversuche sehr zeitaufwändig. Im Rahmen von Sensitivitätsanalysen wird der Einfluss der einzelnen Eingabeparameter der Materialkarten sowie deren Wechselwirkungen untersucht. Dies erfolgt zunächst anhand der Simulation der einzelnen Materialversuche und anschließend anhand der Simulation der Bauteilformung eines Demonstrators, um den Einfluss der einzelnen Materialparameter auf die Vorhersagegenauigkeit hinsichtlich Faltenbildung und Faserwinkel bewerten zu können. Das Ziel der Untersuchungen ist die Definition der erforderlichen Materialversuche zur Implementierung in das Simulationsmodell sowie die Erarbeitung von Default-Werten für Materialparameter mit geringem Einfluss auf die Ergebnisse zur Reduktion des Versuchsaufwands.

Einführung

Faserverstärkte Thermoplaste (FVT) sind ein Werkstoffverbund aus Kurz-, Lang-, oder Endlosfasern, die in eine Matrix aus thermoplastischem Kunststoff eingebettet sind. Endlosfasern können dabei in Form von Geweben vorliegen und in mehreren Lagen geschichtet zu plattenförmigen Halbzeugen vorkonsolidiert werden. Diese lassen sich nach der Erwärmung über den Schmelzbereich des Thermoplasts mittels Thermoformverfahren zu Bauteilen verarbeiten, welche für Leichtbauanwendungen im Automobilbereich oder der Luftfahrt eingesetzt werden. Die Formung der Bauteilkontur erfolgt dabei durch eine Verlagerung der Verstärkungsfasern innerhalb der aufgeschmolzenen Thermoplast-Matrix. Die primär auftretenden Mechanismen sind die Gewebescherung, das Zwischenschichtgleiten und die Gewebestreckung [1].

Die Prozessentwicklung wird durch Simulationen mittels Finite-Elemente-Methode (FEM) unterstützt, mit dem Ziel der Vorhersage der Geometrie, insbesondere der Faltenbildung, sowie der Faserorientierung nach dem Formprozess, da diese die richtungsabhängige Festigkeit und Steifigkeit des Bauteils entscheidend beeinflussen.

GVT haben ein stark unterschiedliches Steifigkeitsverhalten bei Zug-, Druck-, Scher- und Biegebelastung. Die Fasern weisen sehr hohe Steifigkeiten in Zugrichtung auf. Die Biegesteifigkeit ist hingegen sehr gering. Im Vergleich zu metallischen Werkstoffen kann die Biegesteifigkeit des Faserverbunds nicht von dem Zug-E-Modul abgeleitet werden. Daher werden die Steifigkeitseigenschaften von GVT in den Simulationsmodellen voneinander entkoppelt modelliert.

In den vorliegenden Untersuchungen wird ein Simulationsmodell in ABAQUS/EXPLICIT verwendet, das auf der Verwendung einer sogenannten Einheitszelle basiert. Diese Einheitszelle besteht aus einem Membranelement zur Abbildung der Steifigkeiten in der Ebene sowie Balkenelementen zur Abbildung der Biegesteifigkeit.

Zur Durchführung der Formsimulationen ist es erforderlich, die Materialeigenschaften hinsichtlich Zug-, Druck-, Scher- und Biegesteifigkeit in Abhängigkeit der Temperatur zu bestimmen. Eine Standardisierung der Versuche liegt derzeit nicht vor. In der Literatur werden verschiedene Methoden der Materialcharakterisierung aufgezeigt, die teilweise aus genormten Prüfverfahren der Textilbranche abgeleitet oder übernommen werden. Aufgrund der Aufheizphasen sind die Materialversuche sehr zeitaufwändig.

In den folgenden Untersuchungen wird im Rahmen von Sensitivitätsanalysen der Einfluss der einzelnen Eingabeparameter der Materialkarten sowie deren Wechselwirkungen untersucht. Dies erfolgt zunächst anhand der Simulation der einzelnen Materialversuche und anschließend anhand der Simulation der Bauteilformung eines Demonstrators, um den Einfluss der einzelnen Materialparameter auf die Vorhersagegenauigkeit hinsichtlich Faltenbildung und Faserwinkel bewerten zu können. Das Ziel der Untersuchungen ist die Definition der erforderlichen Materialversuche zur Implementierung in das Simulationsmodell sowie die Erarbeitung von Default-Werten für Materialparameter mit geringem Einfluss auf die Ergebnisse zur Reduktion des Versuchsaufwands.

Im Rahmen von Materialversuchen wird zunächst eine Datenbasis für die Formsimulationen geschaffen. Das Simulationsmodell wird anschließend anhand der Simulation der Materialversuche sowie des Demonstrators validiert, um die darauffolgenden Sensitivitätsanalysen unter Berücksichtigung der realen Bauteilgeometrien bewerten zu können.

FE-Modell

Einheitszelle. Bei einer semi-diskreten Modellbildung erfolgt die Modellierung einer kleinsten, sich wiederholenden Einheit, der sogenannten Einheitszelle, die aus einer Kombination verschiedener Elemente und Materialgesetze besteht. Es gibt verschiedene Ansätze der semi-diskreten Modellbildung, bei der die Biegesteifigkeit von der Scher- und Zugsteifigkeit in der Ebene entkoppelt wird. Dies erfolgt durch Kombination von Membran- und Schalenelementen [2], Membran- und Balkenelementen [3] oder Schalen- und Balkenelementen [4].

Abb. 1 zeigt die in vorangegangenen Studien verwendete Einheitszelle aus Membran- und Balkenelemente in ABAQUS/EXPLICIT. Das Membranelement hat dabei die Materialkarte *Fabric. Dabei handelt es sich um ein phänomenologisches Modell für Membranelemente, das auf Versuchsdaten basiert und die Zug-, Druck-, und Schersteifigkeit von Fasergewebe abbilden kann, welche zwei Faserrichtungen, Kette und Schuss, aufweisen. Die lokalen Faserspannungen werden dabei als Funktion der Winkeländerungen zwischen den Fasern und Normaldehnungen in Faserrichtung definiert. Das mechanische Verhalten bei Zug- und Scherbeanspruchung ist voneinander entkoppelt. [5]

Membranelemente haben keine Biegesteifigkeit. Diese wird in der verwendeten Einheitszelle durch Balkenelemente modelliert. Die Anordnung der Balkenelemente erfolgt nach dem Checkerboard-Netz (Chck). Dabei besteht eine Einheitszelle aus vier Membranelementen und vier Balkenelementen, die diagonal zu den Membranelementen verlaufen [6] (siehe Abb. 1).

Die Verwendung von Balkenelementen zur Abb. der Biegesteifigkeit im Simulationsmodell hat im Vergleich zu Schalenelementen den Vorteil, dass die Anisotropie der Biegesteifigkeit durch die geometrische Anordnung der Balkenelemente gegeben ist und somit ein isotropes Materialmodell eingesetzt werden kann.

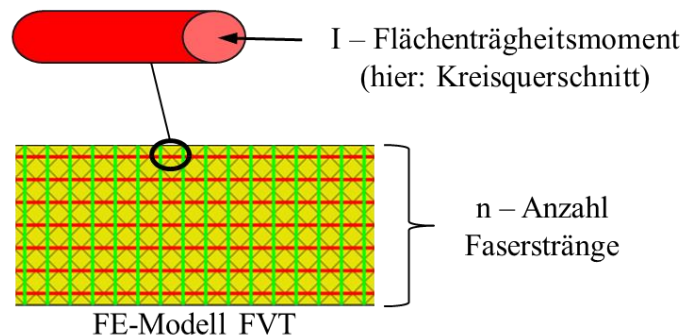


Abb. 1: Checkerboard-Netz mit Membran- und Balkenelementen [7]

Materialcharakterisierung

Versuchsmaterial. Das untersuchte Material besteht aus einem 2/2 Köpergewebe aus Glasfasern mit einem Flächengewicht von $600 \frac{g}{m^2}$, das mit drei Gewebelagen in eine Polyamid 6 Matrix eingebettet ist. Die Herstellerbezeichnung ist: TEPEX®Dynamite 102-RG600(3)/47% von BondLaminates.

Die Scherspannung-Scherwinkel-Kurven (siehe Abb. 2) sind anhand des Bias-Extension-Tests (BET) ermittelt worden. Der BET ist ein Zugversuch einer rechteckförmigen Probe unter 45° zur Faserrichtung, wobei der Mechanismus der Gewebescherung hervorgerufen wird. Dabei handelt es sich um eine Änderung des Winkels zwischen zweier sich kreuzender Faserbündel im Gewebe, der anfangs 90° beträgt. Beim BET kann die Winkeländerung während des Versuchs nicht anhand der Längenänderung der Probe ermittelt werden, da der Mechanismus des Faserschlupfs, einem Abgleiten der Faserbündel aufeinander, überlagert wird. Somit wird die Winkeländerung zwischen den Faserbündeln optisch anhand eines Matlab-Programms, das in [9] näher beschrieben wird, bestimmt.

Die verwendeten Proben der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven, die in Abb. 2 dargestellt werden, weisen ein Längen-Breiten-Verhältnis von 3 auf, eine Prüftemperatur von 260°C sowie eine Prüfgeschwindigkeit von 200 mm/min . Die Proben unterscheiden sich in der Richtung des Zuschnitts, wodurch die Drehrichtung der Gewebescherung beeinflusst wird. Bei einem positiven Scherwinkel (pos) vergrößert sich der Winkel zwischen zwei Faserbündeln und bei einem negativen Scherwinkel (neg) verkleinert sich der Winkel zwischen zwei Faserbündeln. Ein positiver Scherwinkel resultiert aus einer geringeren Scherspannung und der erreichbare maximale Scherwinkel ist größer (siehe Abb. 2). Dieses Verhalten wird im vorliegenden Simulationsmodell berücksichtigt.

Die Biegesteifigkeit ist anhand des Cantilever-Bending-Tests ermittelt worden. Dabei wird eine rechteckförmige Probe mit konstanter Geschwindigkeit über eine schiefe Ebene von $41,5^\circ$ geschoben, bis die Probe auf dieser auftrifft. Die Biegesteifigkeit der Probe wird dabei anhand der Überhanglänge, die identisch mit dem Verfahrensweg ist, und der Längengewichtskraft der Probe bestimmt [10].

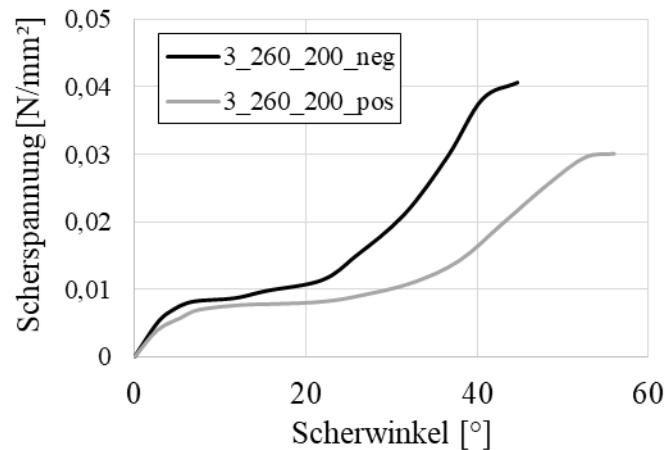


Abb. 2: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven Bias-Extension-Test

Zur Validierung der Biegesteifigkeit im Simulationsmodell, verwenden [11] und [12] einen weiteren Versuch, der eine Durchbiegung der Probe hervorruft. Eine ebenfalls rechteckförmige Probe wird an zwei Seiten fest eingespannt und zusammengeschoben. Dabei entsteht eine Wölbung der Probe, deren Höhe und Position von der Versuchstemperatur abhängt. In der vorliegenden Studie wird dieser Versuch als „Vertikaltest Druck“ bezeichnet. Er wird dazu herangezogen, den Parameter der Biegesteifigkeit im Simulationsmodell nach der Validierung anhand des Cantilever-Bending-Tests zu überprüfen und zudem eine mögliche Wechselwirkung der Parameter Druck- und Biegesteifigkeit zu identifizieren. Dies erfolgt anhand eines Vergleichs der Höhe und Position der entstehenden Wölbung an der Probe. Ein unmittelbarer Parameter wird dem Materialversuch „Vertikaltest Druck“ nicht entnommen.

Die Drucksteifigkeit, die als Startwert für die Simulationen verwendet wird, wird mit 20 % der Zugsteifigkeit angenommen und basiert auf den Ergebnissen der in [13] veröffentlichten Studie zur Ermittlung des Steifigkeitsverhaltens eines Leinwandgewebes anhand eines Mesoskalen-Modells.

Der Zug-E-Modul ist anhand eines trockenen Gewebes nach DIN EN ISO 527-1/-4 ermittelt worden. Der ermittelte Wert wird in dieser Studie auch für die Zugsteifigkeit des Faserverbunds verwendet unter der Annahme, dass bei aufgeschmolzener Thermoplast-Matrix die Zugkräfte ausschließlich von den Fasern übertragen werden können.

Die Reibkoeffizienten zwischen den einzelnen Gewebelagen (ply-ply) sowie zwischen dem FVT und Werkzeug (tool-ply) sind im Rahmen von Streifenauszugversuchen unter Druck und Temperatur ermittelt worden.

Tab. 1 fasst die verwendeten Startwerte für die Sensitivitätsanalyse des FE-Modells zusammen. Die Scherspannung-Scherwinkel-Kurven sind Abb. 2 zu entnehmen. Zunächst erfolgt die Simulation der einzelnen Materialversuche, um zu prüfen, ob die Kennwerte aus den Materialversuchen das Materialverhalten abbilden können. Es ist kein weiterer Validierungsschritt erforderlich.

Tab. 1: Startwerte Sensitivitätsanalyse FE-Modell

Faserorientierung	Kettrichtung	Schussrichtung
Zugsteifigkeit [MPa]	14.400	12.000
Drucksteifigkeit [MPa]	2.500	2.500
Biegesteifigkeit [N*mm ²]	17,2	17,2
Reibkoeffizient [-]	tool-ply	0,12
	ply-ply	0,22

Sensitivitätsanalyse

Faced-Centered-Composite Design. Die Versuchspläne für die Sensitivitätsanalysen des FE-Modells werden nach dem Faced-Centered-Composite Design (FCCD) in Analogie zu [8] erstellt. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt in dieser Studie mit der Statistiksoftware Minitab. Beim FCCD können die Haupteffekte und Wechselwirkungen von drei Parametern auf einen oder mehrere Ergebniswerte ermittelt werden. Abb. 3 verdeutlicht die Versuchsplanung. Der Startwert der Parameter wird als „0“ definiert und liegt im Zentrum des gezeigten Würfels und bildet die Basis der Berechnung. Zur Ermittlung des Einflusses der jeweiligen Parameter wird ihr Wert verdoppelt („+1“) oder halbiert („-1“). Die Haupteffekte werden anhand der blau markierten Parameterkombinationen abgefragt und die Wechselwirkungen anhand der rot markierten Parameterkombinationen.

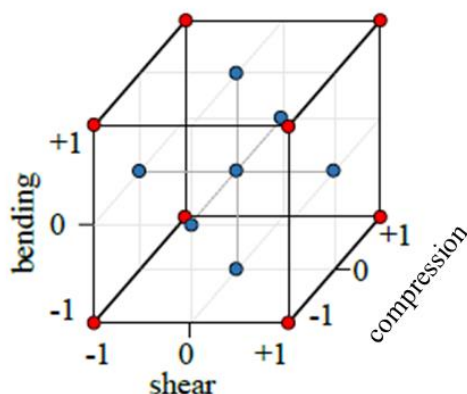


Abb. 3: Faced-Centered-Composite Design in Anlehnung an [8]

Materialversuche. Die Sensitivitätsanalysen anhand des FCCD's sind anhand der Simulation des Bias-Extension-Tests, des Cantilever-Bending-Tests und des Vertikaltests Druck durchgeführt worden. Beim verwendeten Materialmodell *Fabric von ABAQUS/EXPLICIT sind die Zug- und Schersteifigkeit voneinander entkoppelt. Im Rahmen der Sensitivitätsanalysen konnte zudem nachgewiesen werden, dass die Biegesteifigkeit ebenso keinen Einfluss auf das Scherverhalten ausübt und die angestrebte Entkopplung des Steifigkeitsverhaltens in der Ebene und der Biegesteifigkeit vorliegt. Die Simulationsergebnisse des Bias-Extension-Tests werden ausschließlich von den Eingangsdaten der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven beeinflusst.

Abb. 4 zeigt das Haupteffektdiagramm der Überhanglänge beim Cantilever-Bending-Test. Die Biegesteifigkeit zeigt den größten Einfluss auf die Überhanglänge der Probe im Simulationsmodell. Die Drucksteifigkeit weist ebenfalls einen Einfluss auf, der aber nur 1/6 des Einflussfaktors der Biegesteifigkeit beträgt. Ebenso zeigt die Schersteifigkeit einen geringen Einfluss. Da die Probe im Cantilever-Bending-Test nicht geführt wird, sondern sich oberhalb der schiefen Ebene frei bewegen kann und lediglich durch die Schwerkraft belastet wird, kann eine Verformung der Probe vorliegen, die eine Gewebescherung hervorrufen kann und somit eine Auswirkung der Schersteifigkeit auf das Ergebnis zulässt.

Gl. 1 beschreibt nach [7] den Einfluss der einzelnen Parameter auf die Überhanglänge, wobei der Wert der Parameter entsprechend Abb. 3 zwischen -1 und +1 variieren kann. Es liegen geringe Wechselwirkungen zwischen der Biege- und Drucksteifigkeit (Bending*Compression) sowie der Biege- und Schersteifigkeit (Bending*Shear) vor.

$$\begin{aligned} \text{Überhanglänge} = & 84,02 + 18,87 \text{ Bending} + 1,19 \text{ Shear} + 3,65 \text{ Compression} & (1) \\ & + 1,49 \text{ Bending*Shear} + 1,96 \text{ Bending*Compression} + 0,01 \text{ Shear*Compression} \end{aligned}$$

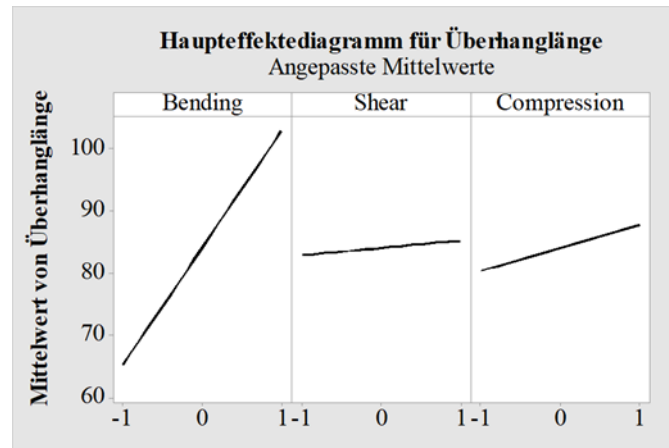


Abb. 4: Haupteffektdiagramm für die Überhanglänge (in [mm]) im Cantilever-Bending-Test [7]

Die Ergebnisse des Vertikaltests Druck werden anhand der Gl. 2 beschrieben. Die Biegesteifigkeit weist einen merklichen Haupteffekt auf und hat zudem eine deutliche Wechselwirkung mit der Drucksteifigkeit auf die Position der Wölbung. Deren Höhe wird von den Parametern nur geringfügig beeinflusst. Der größere Einfluss auf die Position der Wölbung als auf deren Höhe wird im nächsten Abschnitt anhand der Simulation der Faltenbildung des Demonstrators ebenfalls ersichtlich. Da der Einfluss der Drucksteifigkeit im Cantilever-Bending-Test und im Vertikaltest Druck im Vergleich zur Biegesteifigkeit wesentlich geringer ist, wird der für die Drucksteifigkeit gewählte Wert von 20 % der Zugsteifigkeit auch in den Formsimulationen weiterverwendet.

$$\text{Position} = 61,680 + 5,76 \text{ Bending} + 0,28 \text{ Shear} + 1,1 \text{ Compression} + 0,41 \text{ Bending} * \text{Shear} + 5,03 \text{ Bending} * \text{Compression} + 1,9 \text{ Shear} * \text{Compression} \quad (2)$$

Demonstrator. Der Demonstrator hat eine doppelte Napf-Geometrie (Double Dome), die von der Ford Motor Company für ein Benchmark von Prozesssimulationen veröffentlicht worden ist [14]. In dieser Studie wird kein Niederhalter verwendet, um bewusst Faltenbildung im Außenbereich des Bauteils zu erzeugen, um die Vorhersagegenauigkeit des FE-Modells hinsichtlich der Faltenbildung quantitativ bewerten zu können.

Abb. 5 zeigt die Simulationsergebnisse unter Verwendung der Startwerte entsprechend der Tab. 1. Der Einfluss der Parameter Reibwerte (ply-ply und tool-ply) und Zugsteifigkeit werden ebenfalls hinsichtlich ihrer Haupteffekte betrachtet.

Die Sensitivitätsanalysen erfolgen unter Vergleich der Ergebnisse der Scherwinkel (siehe Abb. 5, links), des Abstands der Falten im Außenbereich des Bauteils sowie der Höhe der Falten (siehe Abb. 5, rechts). Die Vermessung dieser Werte anhand der hergestellten Demonstratoren wird in [9] beschrieben.

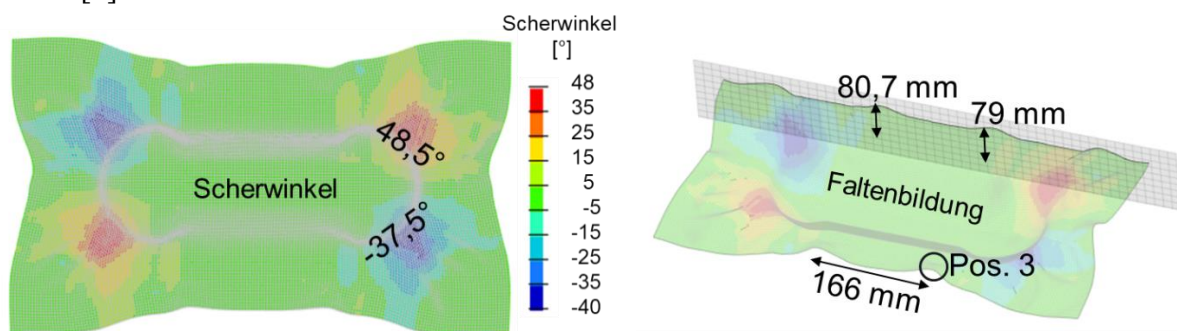


Abb. 5: Simulationsergebnis Demonstrator Double Dome: Scherwinkel (links) und Faltenbildung (rechts)

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse vorgestellt und diskutiert. Das Wechselwirkungsdiagramm für den Einfluss der Eingangsparameter Scher-, Biege- und Drucksteifigkeit auf den Abstand der Falten im Außenbereich des Double Dome Bauteils (siehe Abb. 6) zeigt merkbare Wechselwirkungen zwischen der Biege- und Schersteifigkeit sowie der Biege- und Drucksteifigkeit. Das Haupteffektdiagramm (siehe Abb. 7, links) verdeutlicht, dass der Abstand der Falten vorrangig durch die Biegesteifigkeit bestimmt wird und zweitrangig durch die Scher- und Drucksteifigkeit. Die Höhe der Falten wird hingegen vorrangig durch die Schersteifigkeit bestimmt und zweitrangig durch die Biege- und Drucksteifigkeit (siehe Abb.7, rechts). In Abb. 7 sind die Ergebnisse der Falte in Position 3 dargestellt, deren Position in Abb. 5 gekennzeichnet ist.

Die Wechselwirkungen der Parameter hinsichtlich der Höhe der Falten sind vernachlässigbar gering.

Eine Erhöhung der Biegesteifigkeit führt zu einem größeren Abstand der Falten zueinander und eine Erhöhung der Schersteifigkeit führt zu größeren Falten im Außenbereich des Bauteils.

[15] erläutern anhand ihrer Untersuchungen, dass die Anzahl und Größe der Falten von der Biegesteifigkeit und der Wechselwirkung zwischen der Biegesteifigkeit und der Schersteifigkeit beeinflusst werden. Dieses Verhalten kann in dieser Studie anhand der Sensitivitätsanalyse hinsichtlich des Abstands der Falten zueinander bestätigt werden. Hinsichtlich der Größe der Falten liegen, wie zuvor beschreiben, nur geringfügige Wechselwirkungen vor und der maßgebende Parameter ist die Schersteifigkeit. Ist die Schersteifigkeit hoch, sind größere Kräfte erforderlich, damit der Mechanismus der Gewebescherung stattfinden kann. Ebene Druckspannungen bilden sich aus, die nach [16] zu Faltenbildung führen.

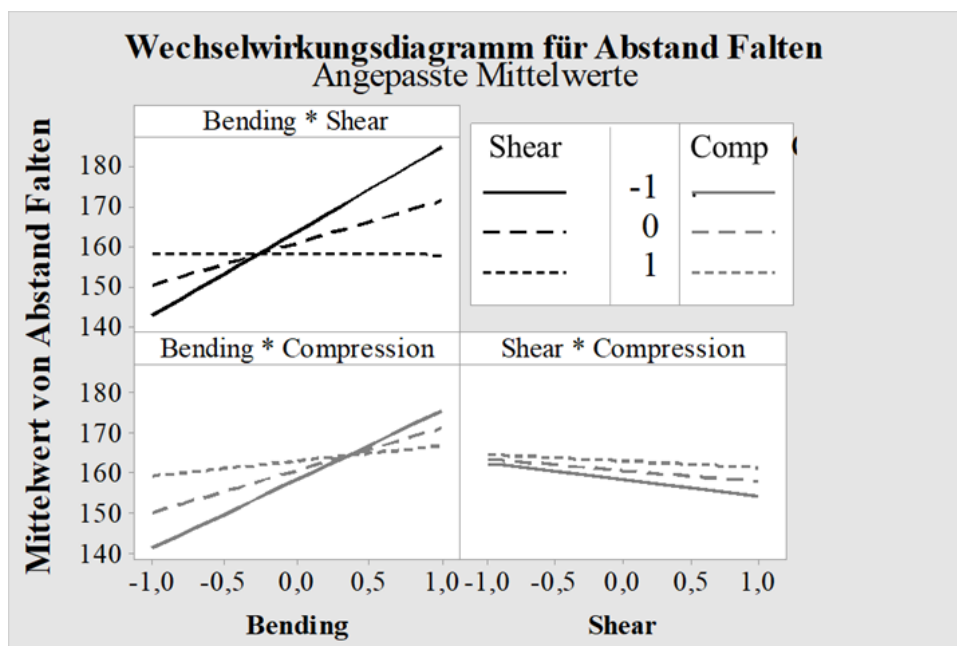


Abb. 6: Wechselwirkungsdiagramm für Abstand (in [mm]) Falten Double Dome [7]

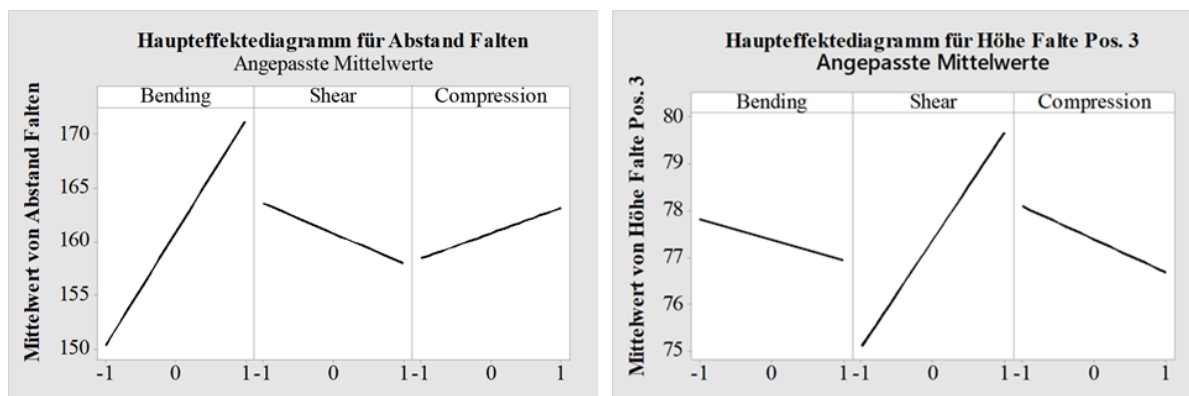


Abb. 7: Haupteffektdiagramme für Abstand (in [mm]) (links) und Höhe (in [mm]) (rechts) Falten Double Dome [7]

Die separat betrachteten Parameter der Reibwerte zwischen den einzelnen Gewebelagen (ply-ply) und zwischen dem Faserverbund und dem Werkzeug (tool-ply) weisen im betrachteten Wertebereich keinen signifikanten Einfluss auf die Ergebnisse auf.

Der Einfluss der Zugsteifigkeit hat hingegen einen entscheidenden Einfluss auf die Ergebnisse der Faltenbildung hinsichtlich Höhe und Abstand sowie auf die Scherwinkel. Der Einfluss auf die Scherwinkel liegt in der gleichen Größenordnung der Schersteifigkeit. Nimmt die Zugsteifigkeit zu, verringern sich die Scherwinkel und der Abstand der Falten sowie deren Höhe nehmen zu.

Der Ausbildung ebener Druckspannungen wird im Formprozess durch eine Vorspannung der Fasern entgegengewirkt. Mit steigender Zugfestigkeit der Fasern, müssen die angelegten Spannungen ebenfalls zunehmen, um eine Faltenbildung zu verringern.

Zusammenfassung

In der vorliegenden Studie erfolgt die Untersuchung der erforderlichen Materialversuche zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste. Der Formprozess erfolgt oberhalb der Schmelztemperatur des Thermoplasts und somit werden auch die Materialversuche bei diesen Temperaturen durchgeführt, wodurch diese sehr zeitintensiv sind. Im Rahmen von Sensitivitätsanalysen anhand von Versuchsplänen nach dem Faeced-Centered-Composite Design wird der Einfluss der Eingangsparameter Scher-, Druck-, und Biegesteifigkeit hinsichtlich ihrer Haupteffekte und Wechselwirkungen auf die Ergebnisse der Materialversuche sowie der Formsimulation eines Demonstrators untersucht. Zudem erfolgt eine separate Betrachtung des Einflusses der Reibwerte und der Zugsteifigkeit.

Die Zug-, Scher- und Biegesteifigkeit haben einen merklichen Einfluss auf die Simulationsergebnisse und müssen im Rahmen der beschriebenen Materialversuche einachsiger Zugversuch, Cantilever-Bending-Test und Bias-Extension-Test für das jeweils vorliegende Material oberhalb der Schmelztemperatur des Thermoplasts bestimmt werden. Die Parameter können im verwendeten Materialmodell direkt eingegeben werden und erfordern keinen weiteren Validierungsschritt.

Die Reibwerte und die Drucksteifigkeit können mit Erfahrungswerten aus der Literatur belegt werden, wodurch der Versuchsaufwand reduziert werden kann.

Literaturverzeichnis

- [1] U. P. Breuer, „Beitrag zur Umformung gewebeverstärkter Thermoplaste“, Dissertation, Universität Kiaserslautern, Fachbereich für Maschinenbau und Verfahrenstechnik, 1997.
- [2] M. Nishi, T. Hirashima, “Forming simulation of textile composites using LS-DYNA. 10th European LS-DYNA Conference, Würzburg, Germany, 2015.
- [3] D. Jauffrès, J. A. Sherwood, C. D. Morris, J. Chen, “Discrete mesoscopic modeling for the simulation of woven-fabric reinforcement forming”, International Journal of Material Forming 3, Suppl.2, pp. 1205-1216, 2010.
- [4] D. Schommer, M. Duhovic, J. Hausmann, “Modeling non-isothermal thermoforming of fabric-reinforced thermoplastic composites”, 10th European LS-DYNA Conference, Würzburg, Germany, 2015.
- [5] © Dassault Systèmes, Abaqus Analysis User’s Manual, 2012.
- [6] R. M. J. S. Sidhu, R. C. Averill, M. Riaz, F. Pourboghrat, “Finite element analysis of textile composite preform stamping”, Composite Structures 52 (3-4), pp.483-497, 2001.
- [7] J. Graef, “Entwicklung einer Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste”, Dissertation (unveröffentlicht), Universität Siegen, 2023.
- [8] D. Dörr, T. Joppich, F. Schirmaier, T. Mosthaf, L. Kärger, F. Henning, “Sensitivity of material properties on wrinkling behavior and fiber reorientation of thermoplastic UD-Tape laminates during forming analyzed by Finite Element forming simulation. ECCM 17 – 17th European Conference on Composite Materials, Munich, Germany, 2016.
- [9] J. Graef, B. Weiß, B. Engel, “Measurement of fiber wrinkles and shear angles of Double Dome forming part, 24th International Conference on Material Forming (ESAFORM 2021), Liege, Belgium, 2021.
- [10] DIN 53362:2003-10: Bestimmung der Biegesteifigkeit – Verfahren nach Cantilever.
- [11] D. Soteropoulos, K. Fetfatsidis, J. A. Sherwood, J. Langworthy, “Digital method of analyzing the bending stiffness of non-crimp fabrics”, 14th International Conference on Material Forming (ESAFORM 2014), Belfast, United Kingdom, 2011.
- [12] L. Dangora, J. Sherwood, C. Mitchell, “Application of a Discrete Mesoscopic Finite Element Approach to Investigate the Bending and Folging of Fiber-Reinforced Composite Materials during the Manufacturing Process, Key Engineering Material (611-612), pp. 324-331, 2014.
- [13] M. Nishi, T. Kaburagi, M. Kurose, T. Hirashima, T. Kurasiki, “Forming Simulation of Thermoplastic Pre-Impregnated Textile Composite”, International Journal of Chemical, Nuclear, Metallurgical and Materials Engineering 8(8), 2014.
- [14] Forming Benchmark. Forming of a Double Dome. <http://www.wovencomposites.org/>, 2005.
- [15] O. Döbrich, T. Gereke, O. Diestel, S. Krzywinski, C. Cherif, “Decoupling the bending behavior and the membrane properties of finite shell elements for a correct description of the mechanical behavior of textiles with a laminate formulation”, Journal of Industrial Textiles 44 (1), pp. 70-84, 2014.
- [16] J. Mitscherling, “Theoretische Modellbildung zum Umformen thermoplastischer Gewebeprepreps”, Dissertation, RWTH Aachen, Institut für Kunststoffverarbeitung, 1991.

Erhöhung der Flexibilisierung des Rotationszugbiegens mit reduzierten Werkzeugen

Christopher Heftrich^{1,a} und Bernd Engel²

¹MPA Technology GmbH, 57299 Burbach, Deutschland

²Lehrstuhl für Umformtechnik, Universität Siegen, Breite Straße 11, 57076 Siegen, Deutschland

^achristopher.heftrich@mpa-tec.com

Keywords: Rotationszugbiegen, Flexibilität, Werkzeugkonstruktion, Rüstprozess.

Abstract. Die Werkzeugsätze für das Rotationszugbiegen werden nach den Abmessungen der Halbzeuge und den gewünschten Biegeradien ausgelegt. Für mehr Flexibilität können die Werkzeugoberflächen geteilt und verstellbar ausgeführt werden. Ausgehend von der Verteilung der Kontaktnormalspannungen wurden in dieser Arbeit reduzierte Oberflächen abgeleitet. Der Einfluss dieser Oberflächen auf die Qualität der Bögen zeigt die technischen Möglichkeiten der Reduzierung der Werkzeuge auf.

Einleitung

Der Weg von der Massenproduktion zu einer wirtschaftlich nachhaltigen personalisierten Massenproduktion erfordert ein Neudenken der gesamten Produktentwicklungskette. Die Kunden müssen eng in die Produktion ihres individuellen Produktes eingebunden werden [1]. Voraussetzungen für eine „Production on Demand“ sind eine schnelle ordnungsgemäße Rüstung der Produktionsmaschine [2], eine stabile Prozessreglung [3] sowie Werkzeuge, die mit Hilfe von Sensoren und ggf. Aktoren auf Produktänderungen und Prozessschwankungen reagieren.

Für die Wirtschaftlichkeit personalisierter Produktion sind flexible und skalierbare Fertigungsverfahren von Bedeutung. Das Potential bestehender Verfahren, wie das des Freiformbiegens, sollte besser genutzt werden [4]. Skalierbare Verfahren, wie das inkrementelle Schwenkbiegen [5], ermöglichen die Herstellung von bisher unwirtschaftlichen Losgrößen. Ebenso kann auch die weitere Nutzung älterer Maschinen in aktuellen Prozessketten sowie die Erforschung alternativer Werkzeugwerkstoffe [6] zu nachhaltigerer Produktion beitragen.

Das Rotationszugbiegen (RZB), welches häufig beim Biegen von Rohrprofilen in der Automobil-, Bau-, Sanitär- und Luftfahrtindustrie Anwendung findet, ist heute schon ein flexibles Verfahren, mit dem komplexe Biegungen hergestellt werden [7]. Da die Produktgeometrie durch Halbzeuge und Werkzeuge bestimmt wird, können kleine Toleranzen bei einzelnen und mehreren Bögen eingehalten werden. Der Biegeradius kann dabei nur variieren, wenn mehrere unterschiedliche Biegeformen eingesetzt werden [8].

Die Produktvielfalt steigt seit den 1980-er, aber die Produktivität nimmt seither ab [9]. Diese größere Variantenvielfalt führt zu sinkenden Losgrößen [10]. Derzeit werden Werkzeuge in der Umformtechnik für die Massenproduktion ausgelegt und meist spanend hergestellt [11]. Beim RZB wird der Biegeradius durch die Biegeform bestimmt. Die Kavitäten der Werkzeuge sowie der Dorndurchmesser sind an die Halbzeugabmessungen angepasst. Die Fertigung sehr kleiner Lose bedingt Werkzeuge, die an unterschiedlichen Biegeaufgaben anpassbar sind. Das Potential zur Flexibilisierung der Produktgeometrien steigt mit Abnahme der Werkzeugbindung [12]. Zur dessen Nutzung ist die Kenntnis der Entwicklung und Verteilung einzelner Wirkflächenbereiche sowie deren Relevanz erforderlich.

Stand der Technik

Rotationszugbiegen

Formgebundene Biegeverfahren bilden die Biege- und Profilgeometrie zu einem möglichst hohen Grad ab und eignen sich daher für anspruchsvolle Biegeaufgaben [13]. Das RZB ist ein weit verbreitetes formgebundenes Biegeverfahren zum Biegen von Rohren [13], [14]. Selbst bei dünnwandigen Rohren können Biegeradien kleiner $1xD$ gebogen werden [15], [7]. Mit dem RZB werden meist Rundrohre, aber auch andere Voll- und Hohlprofile gebogen [16].

Für die Umformung erfolgt die Krafteinleitung durch das Biegemoment bei überlagerter Längskraft [16]. Dabei sind die Biegeform, die innere und die äußere Klemmbacke sowie der Gegenhalter für die Biegung notwendige Werkzeuge. Zunächst wird das Rohr zwischen den Klemmbacken geklemmt, um die Rotation der Biegeform auf das Rohr zu übertragen. Das Biegemoment wird durch die Abstützung des Rohres am Gegenhalter aufgebracht. Die Vorschubeinheit, welche das Rohr meist an dessen Ende spannt, kann der Waddickenreduktion am Außenbogen durch Mitlaufen bzw. Nachschieben entgegen wirken [17]. Beim aktiven Nachschieben (Boosten) bei großer ungestützter Rohrlänge, besteht das Risiko, dass die resultierende Druckspannung zum Knicken des Rohres führen kann. Die Druckspannung kann, besonders bei kleinen Biegeradien und dünnwandigen Rohren, zur Ausbildung von Falten senkrecht zur Rohrlängsachse führen. Um dem entgegenzuwirken kann zusätzlich zum Biegedorn ein Faltenglätter verwendet werden [18]. Ebenso kann die Faltenbildung verringert werden, wenn die Geschwindigkeit der Vorschubeinheit geringer als die Biegegeschwindigkeit gewählt wird [17]. Dies kann auch bei Versuchen in dieser Arbeit genutzt werden.

Rotationszugbiegewerkzeuge

Die Profilkavitäten der Werkzeuge werden passend zu dem Durchmesser des Halbzeugs ausgelegt. Der Biegedorn ist an den Innendurchmesser angepasst. Sein Schaft stützt den geraden Bereich und vermindert so eine Faltenbildung. Die Kugeln stützen den Außenbogen und verringern Querschnittsdeformation. Weiter beeinflussen Dorngeometrie, Position des Dorns, Spiel zwischen Rohr und Dorn, Anzahl der Dornglieder, Dornmaterial sowie Schmierung des Dorns die Geometrieabweichungen, vgl. [17], [19], [20], [21]. Die Länge des Dorns soll nach [22] das Drei- bis Vierfache des Rohrdurchmessers betragen.

Der Faltenglätter ist an den Biegeradius angepasst. Er füllt den Freiraum zwischen Biegeform und dem geradem Rohrschenkel. Er wird durch eine aufwändige spanende Bearbeitung mehrfach gekrümmter Flächen hergestellt [17]. Seine Länge soll mindestens das Zwei- bis Dreifache des Rohrdurchmessers betragen [22]. Größere Gegenhaltestellungen erlauben eine Kürzung der Faltenglätterspitze im Bereich der Biegeform, da die Falten bereits im Bereich deutlich vor der Übergangsebene E_G (s. Abb. 1 a) entstehen [17], [18].

Die Mindestlänge des Gegenhalters entspricht ebenfalls dem Zwei- bis Dreifachen des Rohrdurchmessers. Bei mitlaufendem oder schiebendem Gegenhalter wird die verfahrenende Bogenlänge vorgehalten [16]. Beim Mitlaufen des Gegenhalters ist die Relativbewegung zwischen Gegenhalter und Rohr kleiner, wodurch Reibkräfte am Außenbogen in Längsrichtung verringert werden. Durch Nachschieben des Gegenhalters wird aktiv Material aus dem, noch nicht gebogenen Rohrabchnitt in die Umformzone geschoben. Daher treten weniger oft Einschnürungen, am Außenbogen auf [17]. Das Auftreten von Falten am Innenbogen wird damit jedoch begünstigt. Rollenwerkzeuge können auch als Gegenhalter verwendet werden, z.B. wenn der Biegeprozess aus RZB und Drei-Rollen-Schub-Biegen besteht [23].

Die Biegeform definiert neben dem Profilquerschnitt auch den Biegeradius. Halbzeuge aus Werkstoffen mit einem elastischen Anteil der Formänderung, federn nach dem Biegen zurück. Dabei verbleibt eine Restspannung (Eigenspannung) im Profil. Die Veränderung des Biegewinkels wird kompensiert, indem unter Last ein größerer Biegewinkel gebogen wird. Die Rückfederung führt auch zur Vergrößerung des Biegeradius nach dem Rückfedern. Eine Korrektur kann derzeit nur vorgenommen werden, indem die Biegeform mit geringerem

Durchmesser gefertigt wird [23]. Wegen des hohen Fertigungsaufwands – speziell, weil die Rückfederungen auch werkstoffabhängig sind – wird diese Methode bisher kaum genutzt. Die Kavitätsgeometrie besitzt großen Einfluss auf die Rohrbogenovalität [24], [25].

Innere und äußere Klemmbacke fixieren das Profil und übertragen die erforderliche Zugkraft reibschlüssig über die Spannkraft. Zur Übertragung der benötigten Zugkraft ohne unzulässige Querschnittsdeformation ist eine Mindestlänge für die Klemmbacken erforderlich [16].

Flexibilisierungsansätze des Rotationszugbiegens

KALE untersucht die Querschnittsdeformation beim Abrollbiegen [25]. Das Rohr wird dabei mit einer Rolle über die Biegeform gebogen, ohne eine Zugkraft aufzubringen. Bei den Experimenten wurden unterschiedliche Querkräfte senkrecht zur Biegerichtung aufgebracht. Dies erfolgte über Zustellung flacher Werkzeugplatten. Er zeigt, dass mit größerer Querkraft die Querschnittsdeformation abnimmt.

WEN teilte die Werkzeuge in der Biegeebene. Distanzstücke zwischen den geteilten Kavitäten machen den Werkzeugsatz für mehrere Rohrdurchmesser verwendbar [24]. Dabei liegt das Rohr nur für den größten ausgelegten Rohrdurchmesser vollumfänglich in der Werkzeugkavität an, die nahezu einem idealen Kreis entspricht. Je kleiner der Rohrdurchmesser, desto weniger Kontaktfläche bietet die Biegeformkavität, die mehr einem Oval entspricht. Das Ergebnis der Untersuchung ist, dass die Querschnittsdeformation geringer ist, wenn die Biegeformkavität größer als der Rohrdurchmesser ist.

ZARDOSHTIAN ersetzt den Biegedorn durch ein unter Druck stehendes flüssiges Medium, welches die Innenkontur des zu biegenden Rohres stützt. Dazu müssen allerdings die Rohrenden abdichtbar sein [26].

ŘIHÁČEK untersucht die Geometrie des Gegenhalters beim RZB, um die Querschnittsdeformation des gebogenen Rohres zu verringern. Er untersuchte Gegenhalter mit vollumfänglicher Kavität, mit zwei vereinfachten ebenen Flächenkontakten und mit drei vereinfachten ebenen Flächenkontakten [27]. Beide vereinfachte Gegenhalterflächen verkleinerten die maximale Ovalität gegenüber der vollumfänglichen Kavität.

Charakterisierung prozessrelevanter Werkzeugflächen

Werkzeuge übertragen Kräfte über Kontaktflächen auf Werkstücke. Für eine Vereinfachung und Auftrennung von Werkzeugen ist zunächst zu untersuchen, wie sich Kontaktflächen während des Biegeprozesses verändern und welche Kräfte übertragen werden. Diese Wirkfläche A_{Press} ist abhängig von Zeit und Ort (s. Abb. 1 a) und kann von der Kontaktspannung C_{Press} , abgeleitet werden, vgl. Gl. 1.

$$A_{\text{Press}}(\alpha, \beta, \gamma) := A(\alpha, \beta, \gamma) \quad \text{für die gilt} \quad C_{\text{Press}}(\alpha, \beta, \gamma) > 0 \quad (1)$$

Als Wirkfläche wird somit jede Fläche bezeichnet, die zu einem Zeitpunkt während des Prozesses Kontakt zum Rohr besitzt. Beim Biegen liegt das Rohr zu Beginn in einer sehr kleinen Zone an der Biegeform an. Diese Kontaktfläche nimmt mit dem aktuellen Biegewinkel α zu. α beginnt bei der Übergangsebene E_G , die den Bogenanfang definiert, und endet bei der Übergangsebene E_K (s. Abb. 1 a). Die Kontaktspannung variiert hinsichtlich des Bogenwinkels β und des Rohrumfangwinkels γ .

Manche Flächenbereiche besitzen nicht während des gesamten Prozesses Kontakt zum Rohr. Zur Auslegung von Werkzeugen, die bei der Umformung unveränderlich sind, ist die kumulierte Wirkfläche $A_{\text{Press,kum}}$ mit Gl. 2 definiert. Alle über den zeitlichen Verlauf aufgetretenen A_{Press} werden zusammengefasst. Zur Bestimmung wird das Maximum der C_{Press} bis zum aktuellen Biegewinkel berechnet. Flächenelemente, die über den betrachteten Biegefortschritt Kontaktspannungen aufwiesen, werden zur $A_{\text{Press,kum}}$ gezählt.

$$A_{\text{Press,kum}}(\alpha, \beta, \gamma) := A(\alpha, \beta, \gamma) \quad \text{für die gilt} \quad \max_{\alpha} C_{\text{Press}}(\alpha, \beta, \gamma) > 0 \quad (2)$$

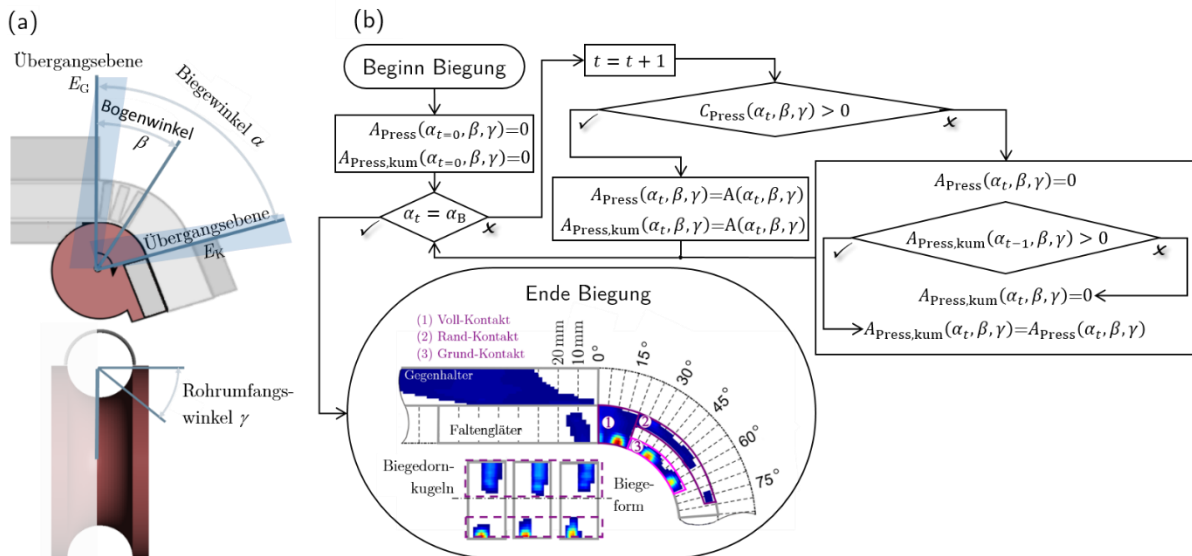


Abb. 1: (a) Fortschritts- und Ortsparameter zur Beschreibung der Wirkfläche, (b) Ermittlung der kumulierten Wirkfläche

Bei der Ermittlung wird nach dem in Abb. 1 b, dargestellten Schema vorgegangen. Zunächst wird eine Nullmatrix für A_{Press} und $A_{Press,kum}$ initialisiert. Zu jedem Zeitschritt t werden die einzelnen Flächenelemente der A_{Press} ermittelt und in der Matrix gespeichert. Für die $A_{Press,kum}$ gilt dies ebenfalls, solange C_{Press} größer Null ist. Flächenelemente, auf die keine Kontaktspannungen wirken, werden mit dem Eintrag der $A_{Press,kum}$ des vorherigen Zeitschritts verglichen. Ist dieser größer Null, wird die aktuelle Fläche gespeichert. HEFTRICH entwickelte die Methode zur Untersuchung des Rotationszugbiegens mit FE-Simulationen zur Vereinfachung der Werkzeuggeometrien [28]. Die Untersuchung der Kontaktspannung zeigt eine örtliche Verteilung, welche sich während des Biegeprozesses ändert. Eine signifikante Verteilung der Kontaktspannung ist ebenso erkennbar wie unbelastete Teilflächen der Biegeform, vgl. Abb. 1 b (Ende Biegung). Die Sensitivitätsanalyse ergab, dass die Seitensegmente der Biegeform notwendig sind, um größere Deformationen zu verhindern. Weitere Flächen besitzen geringere Einflüsse auf die Querschnittsänderungen.

Vereinfachung der Werkzeugflächen

Wird lediglich die notwendige Unterstützung im Rand über 30 ° der Biegeform genutzt, kann die Biegeform in der Biegeebene geteilt werden. Zur Flexibilisierung ist eine Vereinfachung der doppeltgekrümmten Biegekavität zu zwei zueinander geneigten ebenen Flächen notwendig, so dass diese durch variable Positionierung zueinander unterschiedliche Biegeradien R oder Rohrdurchmesser D abbildet werden können, s. Abb. 2.

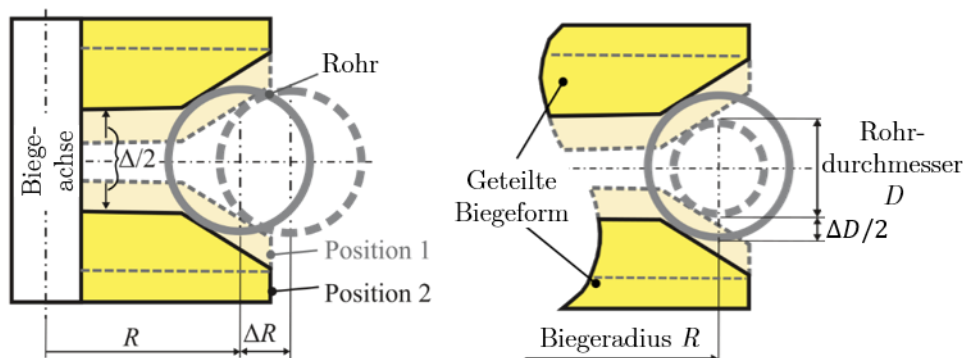


Abb. 2: Prinzip der geometrisch flexiblen Biegeform

Werkstoffermittlung und FE-Modell

Für die Untersuchungen genutzt wurden längsnahtgeschweißte nichtrostende Sahlrohre (1.4301) und stranggepresste Messingrohre (2.0321). Die Halbzeuge besitzen Durchmesser von 25 mm und 30 mm bei Wanddicken von 1 mm und 2 mm. Die mechanischen Werkstoffkennwerte in Tab. 1, welche im Rohrzugversuchen mit drei Wiederholungen auf der UNIVERSALPRÜFMASCHINE Z250 der ZWICK ROELL GMBH & CO. KG, Ulm ermittelt wurden, dienen als Eingabegröße im FE-Modell. Die Probenbezeichnung setzt sich aus Werkstoffnummer sowie Außendurchmesser D und Wanddicke T in Millimeter zusammen. Proben. Die Rohre aus Messing wiesen ein geringes Umformverhalten auf. Um dem Rissversagen in den praktischen Biegeversuchen vorzubeugen, wurden diese Halbzeuge eine Stunde bei einer Temperatur von 400 °C gegläht.

Aus Traversenweg und -kraft wurden die Streckgrenze $R_{P0,2}$, die Zugfestigkeit R_m und die Gleichmaßdehnung ϵ_{gl} ermittelt. Die Fließspannung k_f als Funktion von dem Vergleichsumformgrad φ_V wurde in Anlehnung nach SWIFT mit Gl. 3 und den Konstanten C_1 bis C_3 nach dem Best-Fit-Prinzip approximiert. Die E-Moduli E wurden der Literatur entnommen.

$$k_f = C_1 \cdot (C_2 + \varphi_V)^{C_3} \quad (3)$$

Die Reibbeiwerte wurden in Rohrdurchziehversuche mit drei Wiederholungen, nach [16], ermittelt. Aus Traversenkraft sowie der Spannkraft wurde der Reibungskoeffizient μ unter Berücksichtigung des Geometriefaktors für zylindrische Halbschalen, $\pi/2$, berechnet, vgl. [16].

Tab. 1: Werkstoffkennwerte

Bezeichnung	μ	E (kN/mm ²)	$R_{P0,2}$ (N/mm ²)	R_m (N/mm ²)	ϵ_{gl} (-)	C_1 (N/mm ²)	C_2 (10 ⁻²)	C_3 (10 ⁻¹)
1.4301-D25-T1	0,2	200	326	682	63,1	1635	15,1	8,42
1.4301-D25-T2	0,2	200	316	660	65,7	1528	11,7	7,16
1.4301-D30-T1	0,2	200	356	711	61,1	1685	15,9	8,33
1.4301-D30-T2	0,2	200	352	679	58,6	1562	12,1	6,95
2.0321-D25-T1	0,3	110	122	354	54,1	907	4	6,5
2.0321-D25-T2	0,3	110	122	329	40,6	881	4,7	6,65
2.0321-D30-T1	0,3	110	147	383	49,3	960	4	6,15
2.0321-D30-T2	0,3	110	142	357	44,4	903	4,1	6,07

Biegeversuche bis zu einem Biegewinkel von 90° wurden in der FE-Simulation mit PAM STAMP PROFESSIONAL 2020.0 der ESI-GROUP, Neu-Isenburg simuliert. In Hinblick auf die Faltenbildung wurden verformbare Volumenelemente mit 2 mm Oberflächenkantenlänge des Typs BELYTSCHKO-TSAY über der Dicke (drei Schichten) verwendet. Der Werkstoff wurde als isotrop modelliert.

Der Aufbau sowie die Randbedingung der Werkzeuge wurde mittels starren Schalenelementen mit weitestgehend 2 mm Kantenlänge beschrieben. Die Kontaktbedingung wurde nach COULOMB modelliert. Die Reibwerte μ zwischen Klemmbacken und Rohr entsprechen den ermittelten Werten aus Tab. 1. Bei allen anderen Kontaktflächen tritt eine geschmierte Gleitreibung auf. Der Reibkoeffizient beträgt hierfür 0,07. Der Gliederdorn, bestehend aus einem Dornschaft und bis zu zwei Dornkugeln, wurde als Mehrkörpersystem modelliert. Die Maschinensteifigkeit hat Einfluss auf die Faltenbildung [29]. Zu derer Modellierung wurden die Werkzeuge über Federelemente gelagert. Entsprechend der

Federkonstante verschieben sich die Werkzeuge bei Kraftbelastung während der Biegung. Dies wurde mit Stabelementen und einer Kraft-Weg-Kurve, vgl. Gl. 4 und Tab. 2, modelliert.

Die praktischen Versuche wurden auf der RBV 35 der WAFIOS AG, Reutlingen durchgeführt. Die entsprechenden Federkonstanten sind in Tab. 2. gelistet. Der Faltenglätter und die Biegeform sind auf einem Kreuztisch montiert. In der FE-Simulation wurde die Steifigkeit des Kreuztischs über zwei Stäbe – in Rohrlängsachse und in Rohrquerrichtung – abgebildet.

Tab. 2: Federkonstanten als Maß der Maschinennachgiebigkeit der RBV 35 [4]

Gegenhalter (kN/mm)	Kreuztisch in Rohrlängsachse (kN/mm)	Kreuztisch in Rohrquerrichtung (kN/mm)
9,36	1000 (ideal steif)	28,53

In der ersten Stufe der FE-Simulation wurde das Rohr geklemmt. Die zweite Stufe entspricht dem eigentlichen Biegeprozess. Die Biegeschwindigkeit betrug $8,727 \cdot 10^{-3}$ rad/s, wobei Geschwindigkeits- und Temperatureinflüsse im Model unberücksichtigt blieben. Dabei wurde die Geschwindigkeit so gewählt, dass Effekte aus Massenskalierung die Ergebnisse nicht signifikant beeinflussten. Zur Faltenminimierung wurde über die Vorschubeinheit eine Zugbelastung auf das Rohr aufgebracht. Der Transportfaktor ist als Verhältnis des Transportwegs zur Bogenlänge der idealen Rohrmittellinie definiert [17]. Er wurde zunächst auf den Wert gesetzt 0,90 gesetzt. Bei den Rohren mit Wanddicken von 1 mm traten Falten auf. Daher wurde der Transportfaktor für Messing auf 0,88 und für nichtrostende Sahlrohre auf 0,84 verringert. Bei einem Winkel von 5° vor Biegeende setzt der Dornrückzug ein und glättet Innen- und Außenbogen. Die Rückfederung wurde in der letzten Stufe berechnet, nachdem alle Werkzeuge entfernt wurden.

Aufbau und Durchführung der praktischen Versuche

Der flexible Aufbau auf der RBV 35 ist in Abb. 3 dargestellt. Die Biegeformflächen sind um den Neigungswinkel $\alpha_w = 30^\circ$ geneigten Flächen konisch ausgeführt. Die Einsätze der Biegeform wurden am oberen und unteren Befestigungsadapter ausgerichtet und verschraubt. Der untere Adapter sowie die Zylindersäule wurden auf dem Biegearm verschraubt. Die Positionierung des Adapters erfolgte mit einer Passfeder. Der obere Befestigungsadapter, aufgesteckt auf die Zylindersäule, wurde über Distanzringe in der Höhe positioniert. Das Höhenmaß ist abhängig von D , R und α_w . Die vertikale und rotatorische Fixierung des unteren zum oberen Befestigungsadapter gewährleistet die Versteifungsplatte. Zur Verstärkung der Steifigkeit gegenüber Querkraften wurde die Zylindersäule zusätzlich über die obere Verstrebung verspannt.

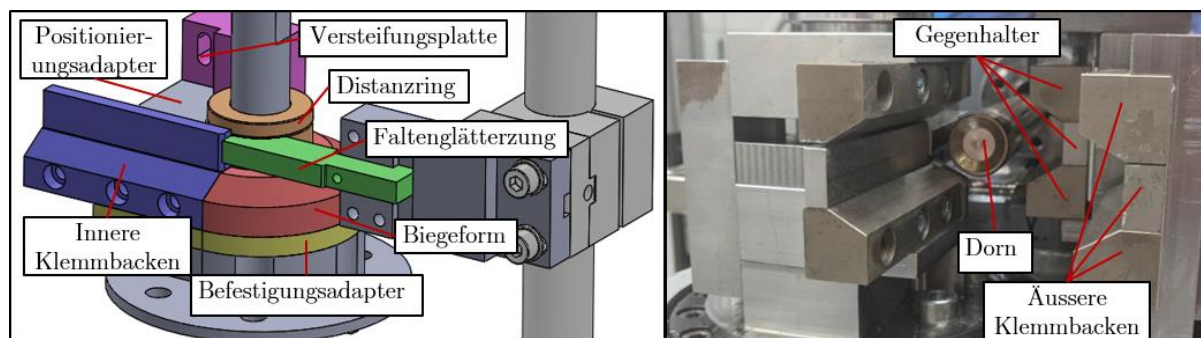


Abb. 3: Aufbau geometrisch flexibler Biegewerkzeuge auf der RBV 35

Die zwei angeschrägten Einsätze der inneren Klemmbacke fluchten mit den Biegeformeinsätzen. Die Abstützung des inneren mittleren Klemmbackeneinsatzes in der

Biegeebene erfolgte über Positionierungsadapter und einer Versteifungsplatte. Nutenverbindungen zwischen den drei Elementen gewährleisteten die Ausrichtung der Klemmbacke in Richtung der Rohrlängsachse. Die äußeren Klemmbackenelemente wurden in einen U-Rahmen, welcher für die jeweiligen Rohrdurchmesser ausgelegt wurde, verschraubt. Dieser U-Rahmen soll resultierende Vertikalkräfte aufnehmen. Die gesamte äußere Klemmbackenkonstruktion wurde über senkrecht, zur Biegeebene verlaufende Nutenführungen auf dem Klemmschlitten der Biegemaschine auf Höhe der inneren Klemmbacke ausgerichtet und fixiert.

Die zwei Gegenhalterereinsätze wurden mit einer Adapterplatte auf die Gegenhalterachse montiert. Ausgerichtet und fixiert wurden diese, wie die äußeren Klemmbacken, über Nutenführungen. Der mittlere Gegenhalterereinsatz wurde über zwei Stiftverbindungen in Rohrlängsachse fixiert.

Der Faltenglätter wurde auf eine ortsfeste Faltenglätterzunge reduziert. Optional kann dieser mit zwei schrägen Außeneinsätzen erweitert werden. Bei der RBV 35 wird der Faltenglätter über eine horizontal linear verstellbare Zylindersäule am hinteren Ende des Halters drehbar auf dem Kreuztisch montiert und ausgerichtet. Die Schnabelseite ist geometrisch an die Biegeformkavität angepasst, so dass diese formgenau über die Biegeform gestützt werden kann. Beim Konzept der geteilten Biegeform wurde die Faltenglätterzunge über den Distanzring gestützt. Die benötigten mittleren Einzelspannflächen der Klemmbacken führen dazu, dass die Faltenglätterzunge nur bis zur Übergangsebene E_G ausgeführt werden kann.

Zur Vermeidung bzw. Minderung der Querschnittsdeformation sowie der Faltenausprägung wurden Gliederdorne eingesetzt. Der Bogen wurde mit einem Dornglied für Rohre mit $D = 25$ mm gestützt. Betrug der Durchmesser 30 mm wurden zwei Dorngliedern eingesetzt.

Der modulare Aufbau des Versuchsaufbaus wurde auch für die Biegeversuche mit den konventionellen Werkzeugen eingesetzt. Zur Minderung der Reibung wurden alle Werkzeugflächen geschmiert, bei welchen eine relative Bewegung zum Rohr vorlag.

Bei der Durchführung wurde im ersten Schritt das 300 mm lange Rohr mit der Transporteinheit gespannt und positioniert, so dass später das andere Rohrende über die gesamte Klemmbackenlänge geklemmt werden konnte. Im zweiten Schritt wurde über die Querstellung des Gegenhalters eine Vorspannkraft aufgebracht. Im letzten Schritt vor Biegebeginn wurde das Rohr zwischen innerer und äußerer Klemmbacke geklemmt. Zur Vermeidung der Deformation beim Klemmen der dünnwandigen (T1) Rohre und der weichen Messingrohre wurde ein Innendorn im Klemmbereich verwendet. Die Biegewinkel betragen 90° . Bei den Untersuchungen im DFG-Projekt „Erweiterung des Rotationzugbiegens zu einem teilkinematischen Verfahren mit reduzierten Werkzeugflächen“ (DFG-EN 698/9-1) konnte eine Standardabweichung des Biegedurchmessers von 1,27 mm bei konventionellen und 1,50 mm bei flächenreduzierten Werkzeugen nachgewiesen werden. Aus statistischen Berechnungen wurde die Wiederholungszahl von drei Versuchen für konventionelle und vier Versuchen für flächenreduzierte Werkzeugsätze gewählt. Die Transportgeschwindigkeit entsprach der FE-Simulation.

Ergebnisse

Der reduzierte Kontakt beeinflusst die Qualität der Rohrbögen. Im Folgenden werden Deformation und Faltenausprägung über den Faltebewertungsfaktor Ω [30] validiert. Bei den praktischen Versuchen wurde die Rohroberfläche mit der Laserscan-Vorrichtung ATOS CORE 200 der CARL ZEISS GOM METROLOGY GMBH, Ulm und dem Programm GOM INSPECT PRO des gleichnamigen Unternehmens erfasst. Zur Vermessung wird das gereinigte Rohr auf der Oberfläche mit 1,5 mm kreisrunden Klebepunkten markiert und auf dem Messtisch mehrfach unterschiedlich rotierend positioniert eingescannt. Dabei werden alle Seiten erfasst. Mindestens 3 Markierungen der bereits eingescannten Oberfläche müssen sich im Messvolumen befinden. Nach dem Best-Fit-Prinzip werden einzelnen Oberflächenscans zur Gesamtrohroberfläche zusammengeführt.

Zur Analyse wurde die Ovalität einzelner Querschnitte entlang der Biegelinie an den digitalisierten Rohrkonturen berechnet. Die Ausprägung der maximale Ovalität liegt für Proben der vollumfänglichen Werkzeuge bei 2 % bis 3 %. Ausnahme sind die Proben mit $D = 25$ mm und $T = 1$ mm. Bei diesen Proben ist die Ovalität höher und beträgt 6 %.

Im Vergleich zu den vollumfänglichen Werkzeugen weisen Rohre, gebogen mit flächenvereinfachten Werkzeugen eine 2- bis 3-fach größere maximale Ovalität auf. Diese maximale Ovalität nimmt tendenziell mit steigender Wanddicke ab. Eine ausgeprägte Tendenz in Abhängigkeit des Durchmessers D ist bei den praktischen Versuchen nicht ableitbar. Bei den FE-Simulationen ist eine leichte abnehmende Tendenz mit steigendem D zu erkennen.

Abb. 4 zeigt die Konturen der Querschnitte mit der maximalen Ovalität. Zu sehen sind jeweils die Konturen der halben Rohrquerschnitte. Dargestellt sind links die mit den konventionellen Werkzeugen und rechts die mit den flächenvereinfachten Werkzeugen hergestellten Rohre. Der ideale Kreisquerschnitt (schwarz gepunktete Konturen) wird beim Biegen mit konventionellen Werkzeugen für alle Rohre mit $T = 2$ mm sowie für Rohre aus Messing mit $T = 1$ mm und einem $D = 30$ mm annähernd erreicht. Ansonsten kommt es zum Einfall bei Rohrumfangswinkeln von -90° und 90° . Die dünnwandigen Rohre mit D von 25 mm weisen zudem eine Aufweitung bei 0° auf. Beim Biegen mit flächenvereinfachten Werkzeugen ist ein Anschmiegen der Rohrkonturen an die ebenen Kontaktflächen zu erkennen.

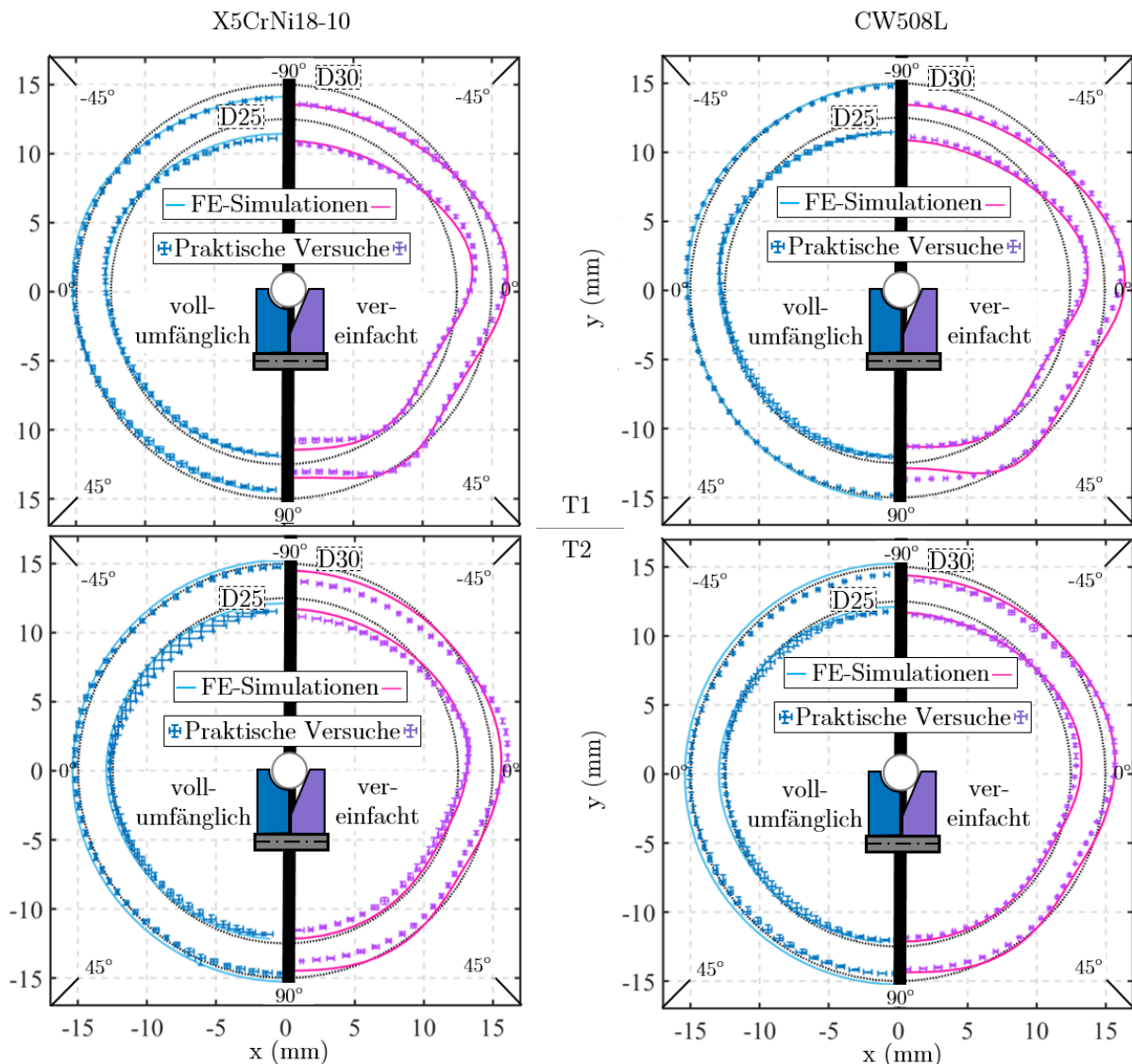


Abb. 4: Querschnitte der Biegeproben an Stelle der maximalen Ovalität

Die geringe Unterstützung bei 0° führt an dieser Stelle des Rohres zur Aufweitung und am Außenbogen zum Einfall. Im Vergleich zu den vollumfänglichen Werkzeugen ist die Deformation größer. Bei Rohren mit Wanddicke von 1 mm deformiert der flache Faltenglätter das Rohr außerdem am Innenbogen. Je dicker die Rohrwanddicke oder weicher der Werkstoff desto eher bleibt die Kreiskontur erhalten.

Für die Bestimmung des Faltenbewertungsfaktors Ω wurde das Rohr bis 50 mm vor und nach dem Biegebogen mit 219 Punkten ausgewertet. Abb. 5 zeigt die Ergebnisse der Versuchsreihen zu den flächenvereinfachten Werkzeugen und konventionellen Werkzeugen. Dünnwandigen Rohren (T1), gebogen mit flächenvereinfachten Werkzeugen, bilden Falten aus. Bei nichtrostenden Stahlrohren konnte eine Abnahme mit größerem Durchmesser festgestellt werden. Die Streuung bei Messingrohren lässt keine eindeutige Aussage zu. Rohre mit $T=2$ mm sowie alle Versuchsreihen der Biegungen mit konventionellen Werkzeugen weisen keine Falten auf.

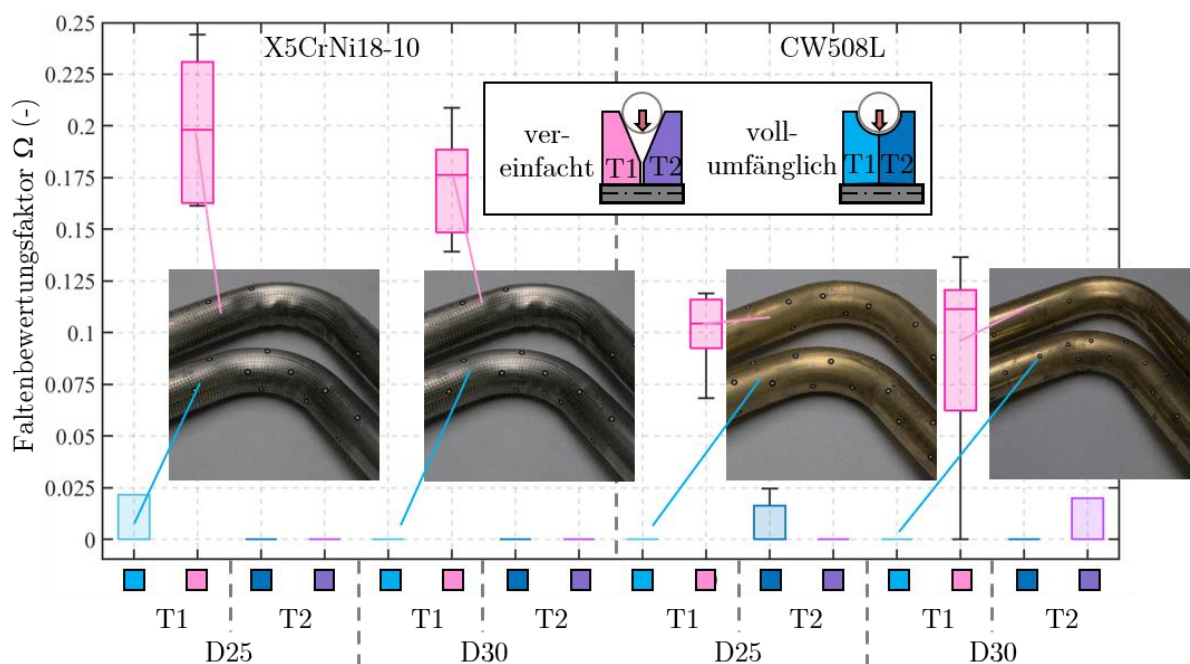


Abb. 5: Abhängigkeit der Faltenausprägung in Abhängigkeit der Rohrgeometrie und verwendeten Werkzeugen (links: nichtrostende Stahlrohre; rechts: Messingrohre)

Zusammenfassung

Die Verteilungen der Kontaktnormalspannungen auf der Biegeform für verschiedene Rohrdurchmesser und Wanddicken zeigen, dass die aktiven Flächen des Werkzeugs kleiner sind als die gesamten Flächen der Kavitäten. Reduziert auf die prozessrelevanteste Kontaktfläche (Biegeformrand) kann die Biegeform vereinfacht werden. Eine Modifizierung der Werkzeuge an Rohrdurchmesser und Biegeradius ist somit möglich.

Der Einfluss auf die Rohrqualität wurde gemessen und bewertet. Die Versuche belegen, dass die benötigte Zugkraft fürs Biegen mit flächenvereinfachten Klemmflächen übertragen werden kann. Bei dünnwandigen oder weichen Rohren ist eine Unterstützung mit Innendorn im Klemmbereich zu empfehlen. Die Ergebnisse zeigen, dass die Rohrwanddicke die Bogenqualität am größten beeinflusst. Geringere Wanddicken führen zu größeren Abweichungen.

Diese Arbeit zeigt den Einfluss der Reduzierung der Werkzeugkavitäten auf die Geometriequalität des gebogenen Rohres. In zukünftigen Arbeiten soll die Unterstützung des Rohres mit Innenwerkzeugen über den gesamten Bogen analysiert werden. Eine Erweiterung

der Faltenglätterzunge durch seitliche Flächen ist möglich. Der Neigungswinkel dieser seitlichen Flächen ist zu untersuchen und hinsichtlich des Biegeergebnisses zu bewerten.

Literaturverzeichnis

- [1] M. Schiller, C. Heftrich und B. Engel, „Remote Production,“ in *Procedia CIRP*, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.03.099>.
- [2] C. Kuhnhen, L. Schulte, S. Groth und B. Engel, „Cyber r sten 4.0 - Static and Dynamic Expert Module - Maschinen r sten und Par ameterkorrektur mit Industrie 4.0,“ in *Verformungskundliches Kolloquium der Montanuniversität Leoben*, 2019.
- [3] 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,“ in *16th CIRP*, 2022.
- [4] S. Groth, „Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen,“ Shaker Verlag GmbH, Aachen, 2020. ISBN: 978-3-8440-7775-9.
- [5] 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,“ *Journal of Materials Processing Technology*, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.116312>.
- [6] M. Geueke, P. Frohn-Sörensen, J. Reuter, N. Padavu, T. Reinicke und B. Engel, „Structural optimization of additively manufactured polymer tools for flexible sheet metal forming,“ in *Procedia CIRP*, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.11.226>.
- [7] B. Burkhard und V. Albrecht, „Scharfe Kurven,“ *Industrie Anzeiger*, 2009.
- [8] VDI 3432:2016-08, *Rotationszugbiegemaschine*, Beuth Verlag GmbH.
- [9] Y. Wang, H.-S. Ma, J.-H. Yang und K.-S. Wang, „Industry 4.0: a way from mass customization to mass personalization production,“ *Advances in Manufacturing*, 2017. <https://doi.org/10.1007/s40436-017-0204-7>.
- [10] 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 and Knowledge*, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.jik.2018.03.004>.
- [11] J. Cao, E. Brinksmeier, M. Fu, R. X. Gao, B. Liang, M. Merklein, M. Schmidt und J. a nagimoto, „Manufacturing of advanced smart tooling for metal forming,“ *CIRP Annals*, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2019.05.001>.
- [12] D. Y. Yang, M. Bambach, J. Cao, J. R. Duflou, P. Groche, T. Kuboki, A. Sterzing, A. E. Tekkaya und C. W. Lee, „Flexibility in metal forming,“ *CIRP Annals*, Bd. 67, p. 743–765, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2018.05.004>.
- [13] W. D. Franz, *Maschinelles Rohrbiegen: Verfahren u. Maschinen*, VDI-Verlag, 1988. ISBN: 9783184008147.
- [14] G. Sachs, *Principles and Methods of Sheet-metal Fabricating*, Literary Licensing, Llc, 2013. ISBN: 9781258807429.
- [15] D. Stahl, *Rundbiegen von Stahlrohrprofilen: ein Beitrag zur Rückfederungs- und Ovalisierungsprognose unter Anwendung künstlicher neuronaler Netze*, VDI-Verlag, 2002. ISBN: 9783183595020.

- [16] M. Hinkel, „Prozessfenster für das Spannen von Rohrprofilen beim Rotationszugbiegen unter Berücksichtigung der Tribologie,“ Shaker Verlag GmbH, 2013. ISBN: 978-3-8440-2330-5.
- [17] 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*, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.02.100>.
- [18] B. Engel und C. Mathes, Erweiterung der Prozessfähigkeit des Rotationszugbiegens durch ein alternatives Faltenglättkonzept, Hannover: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., 2013. ISBN: 978-3-86776-421-6.
- [19] H. R. Hassan, „Plasto-mechanical model of tube bending in rotary draw bending process,“ 2017. ISBN: 978-3-8440-5106-3.
- [20] X. Xue, J. Liao, G. Vincze und A. B. Pereira, „Control strategy of twist springback for aluminium alloy hybrid thin-walled tube under mandrel-rotary draw bending,“ *International Journal of Material Forming*, 2018. <https://doi.org/10.1007/s12289-017-1346-7>.
- [21] H. Zhang und . Liu, „An innovative PVC mandrel for controlling the cross-sectional deformation of double-ridged rectangular tube in rotary draw bending,“ *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-1284-z>.
- [22] H. Li, H. a ng und K. Liu, „Towards an integrated robust and loop tooling design for tube bending,“ *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2013. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4258-1>.
- [23] VDI 3430:2014-06, *Rotationszugbiegen von Profilen*, Beuth Verlag GmbH.
- [24] T. Wen, „On a new concept of rotary draw bend-die adaptable for bending tubes with multiple outer diameters under non-mandrel condition,“ *Journal of Materials Processing Technology*, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2013.09.019>.
- [25] A. V. Kale und H. T. Thorat, „CONTROL OF OVALITY IN PIPE BENDING: A NEW APPROACH,“ *5th International & 26th All India Manufacturing Technology, Design and Research Conference December 12th – 14th, IIT Guwahati, Assam, India*, 2014.
- [26] A. Zardoshtian, H. Sabet und M. Elyasi, „Improvement of the rotary draw bending process in rectangular tubes by using internal fluid pressure,“ *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-1255-4>.
- [27] J. Řiháček, E. Peterková und M. Císařová, „Improving Rotary Draw Bending Process by Changing a Geometry of the Pressure Die,“ 2021. <https://doi.org/10.21062/mft.2021.081>.
- [28] C. Heftrich, R. Steinheimer und B. Engel, „Rotary-draw-bending using tools with reduced geometries,“ in *Procedia Manufacturing*, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.07.410>.
- [29] L. Borchmann, C. Heftrich und B. Engel, „Influence of the stiffness of machine axes on the formation of wrinkles during Rotary Draw Bending,“ *SN Applied Science*, 2020. <https://doi.org/10.1007/s42452-020-03419-1>.
- [30] C. Kuhnhen, „Bewertung und quantitative Beschreibung von Rohrbiegebauteilen anhand von Kennziffern zur Feststellung der Rückwirkungen ausgewählter Qualitätsmerkmale auf Produktion und Produktanwendung,“ Shaker Verlag GmbH, Aachen, 2016. ISBN: 978-3-8440-4866-7.

Umformen mit plastischen Wirkmedien

Matthias Hermes^{1,a} und Viktor Holstein¹

¹Fachhochschule Südwestfalen, Fachbereich für Ingenieur- und Wirtschaftswissenschaften,
Fachgebiet für Umformtechnik und Fügetechnik, Jahnstraße 23, 59872 Meschede

^ahermes.matthias@fh-swf.de

Keywords: Hydroforming, Wirkmedien, IHU, Blechumformen, Rohrumformen, Profillumformen, Biegen

Abstract. Es wird ein neues Verfahren zur Herstellung von komplex geformten dünnwandigen Blechprofilen mit Hilfe eines plastischen Wirkmediums vorgestellt. Dabei wird der Prozessablauf, sowie die praktische Umsetzung und Auswertung der ersten Bauteile gezeigt. Des Weiteren wird eine Verfahrensanalyse mittels eines FE-Modells vorgestellt, die anhand von praktischen Versuchen validiert wurde, und zur Vorhersage der Prozessparameter herangezogen werden kann.

Einführung

Dünnwandige Profilbauteile sind ein wichtiger Schlüssel zur Realisierung leichter Bauweisen in vielen technischen Strukturen. Strukturbauteile in Fahrzeugen werden dabei häufig im Innenhochdruckumform-Verfahren (IHU) hergestellt. Ein Problem ist jedoch, dieses Verfahren bei kleineren Losgrößen einzusetzen, da der Aufwand im Bereich der Maschinentechnik, der Werkzeugtechnik und der Regelungstechnik sehr hoch ist. Beispielsweise benötigt die Presse einen Druckübersetzer und eine Aufbereitungstechnologie für Öl-Wasser-basierte Wirkmedien. Zudem müssen die axialen Dichtstempel synchron zur Füllung des Umformteils gesteuert nachführbar sein. Hier sind aufgrund der hohen Kräfte aufwendige servohydraulische Regelungssysteme erforderlich, die entsprechend kostenintensiv und für kleine Losgrößen unrentabel sind [1].

In den letzten Jahren sind neue Ansätze hybrider Verfahren entstanden. Beispielsweise werden in der Studie von Chen et al. [2] granulare Stoffe als Wirkmedien eingesetzt. Diese werden mit dem Ziel eingesetzt, einen Warmumformprozess für Rohr-IHU realisieren zu können. Die Druckverteilung ist jedoch aufgrund der Reibungsverluste in den granularen Medien komplex und muss aufwendig berechnet werden.

In Napierala et al. [3] wird ein Verfahren untersucht, welches einen hybriden Prozess aus Tiefziehen und Vorwärtsfließpressen kombiniert. Hierbei liegt nach dem Prozess eine Außenschale aus dem Blechwerkstoff vor, während im Inneren der massive Kern verbleibt und gleichzeitig umgeformt wird. Dies stellt einen sehr interessanten Ansatz, insbesondere für Sonderanwendungen dar.

Prozessidee

Im Rahmen eines Kooperationsprojektes an der Fachhochschule Südwestfalen mit einem Unternehmen aus der Luftfahrttechnik wurde eine Verfahrensvariante für Rohrumformprozesse entwickelt und untersucht, welche es ermöglicht aufwendige Bauteile auf Basis von Rohr- und Hohlprofilen zu fertigen. Diese konnten bislang nur durch IHU oder in Blechschalenbauweise durch Tiefziehen und Fügen erzeugt werden. Interessante Bauteile sind dabei gekrümmte/gebogene Strukturen, T-Stücke, Abgänge, Querschnittsveränderungen, Aufweitungen und doppelwandige Rohrstrukturen.

Dabei ist in den Untersuchungen ein Verfahrenskonzept entwickelt worden, das die Möglichkeit bietet, mit einfachen Vorrichtungen und Werkzeugen diese komplexen Bauteile auf Basis von Rohren und Profilen herzustellen. Zur technischen Realisierung ist ein Werkzeug

mit zusätzlichen Hydraulikzylindern und einer einfachen Presse zum Zuhalten der Werkzeugform und ein weiteres Hydraulikaggregat erforderlich. Dabei wird, ähnlich wie es im Blechblasinstrumentenbau üblich ist, eine Füllung der Hohlprofile mit einer niedrigschmelzenden Legierung verwendet, um zunächst den Querschnitt für einen eventuellen Biegeschritt zu stützen. In Abb. 1 ist das Grundkonzept dargestellt.

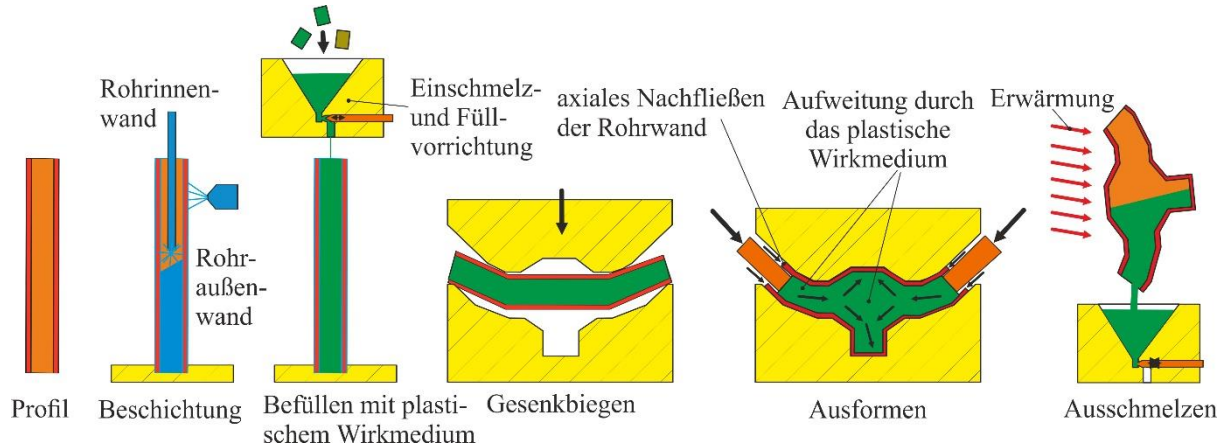


Abb. 1: Grundkonzept des Umformens mit einem plastischen Wirkmedium

Im ersten Schritt wird das Hohlprofil oder ein Rundrohr mit einem Schmierstoff jeweils innen und außen beschichtet, um eine definierte Reibung zwischen dem Werkzeug und der Rohraußenwandfläche zu gewährleisten. Die Rohrrinnenwandfläche wird ebenso beschichtet, um die Reibung zum plastischen Wirkmedium zu definieren. Die innere Beschichtung dient auch als Trennmittel, um das plastische Wirkmedium rückstandslos entfernen zu können. In einem weiteren Schritt wird das Rohr mittels einer Füllvorrichtung unten verschlossen und mit dem geschmolzenen Wirkmedium befüllt. Nach der Erstarrung folgt die Umformung in einem geschlossenen Werkzeug. Im ersten Schritt wird durch das Schließen des Werkzeugs der Rohling vorgeformt. Die Vorform wird durch den Kontakt des Querschnitts mit, der sich schließenden Werkzeughälften erreicht. Dabei sind keine Falten zu erwarten, da der Querschnitt sich aufgrund der Füllung aus dem plastischen Wirkmedium wie ein massiver Körper verhält. Anschließend erfolgt die Ausformung des Bauteils, welche durch einen Druck auf den Füllwerkstoff mittels axialer Schieber eingeleitet wird. Gleichzeitig wird in Folge der Reibung zur Rohrrinnenwandfläche das Rohr in die Umformrichtung geschoben. Durch diese Bewegung kann das Werkzeug mit dem Rohr ausgefüllt werden und die Geometrie wird auf das Rohrbauteil und den Füllstoff übertragen. Nach dem Öffnen des Werkzeugs kann das plastische Wirkmedium durch Wärmeeinwirkung entfernt werden, sodass das umgeformte Rohrbauteil fertiggestellt ist.

Proof of Concept

In einer Voruntersuchung konnte mit diesem einfachen Konzept eine Stauchprobe erfolgreich umgeformt werden.

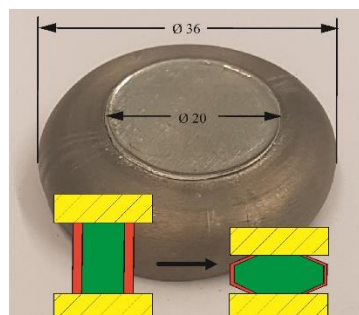


Abb. 2: Proof of Concept mit einer Stauchprobe

In Abb. 2 ist dieser Vorversuch dargestellt. Dabei wurde als Füllstoff die Legierung 75Bi25In genutzt und keine Schmierstoffe oder Trennmittel verwendet. Das Rohrstück aus 1.4571 (X6CrNiMoTi17-12-2) $\varnothing 20 \times 1$ mm, wurde bei Raumtemperatur vertikal gestaucht. Das Ergebnis zeigt eine rissfreie Stauchung des Rohres und eine Ausbauchung im Mittenbereich auf 36 mm und damit eine radiale Umformung von ca. 80 %. Dieses Potential wurde im Rahmen des Projektes für anwendungsbezogene Bauteile für eine Luftfahrtanwendung eingesetzt. In Abb. 3 ist das entwickelte Werkzeug und der Verfahrensablauf dargestellt. In einem ersten Schritt wird das Rohrhälfte $\varnothing 16 \times 1$ mm aus einem Baustahl innen mit einer Graphitschicht versehen und mit dem plastischen Wirkmedium gefüllt. Je nach Grundwerkstoff des Rohlings wurden unterschiedliche Zusammensetzungen für das plastische Wirkmedium verwendet. Im dargestellten Fall kam Bi67In33 zum Einsatz. Hier werden Ergebnisse mit Baustahl vorgestellt. Die Form konnte jedoch auch mit Nickelbasiswerkstoffen und hochlegierten austenitischen Stahl hergestellt werden. Nach dem Füllen wird der Rohling außen mit MoS₂-Fett geschmiert. Der nächste Schritt ist anders als in Abb. 1 dargestellt, da kein Gesenkbiegen, sondern das sogenannte Bogenschieben nach dem Schließen des Werkzeuges unter einer Presse erfolgt. Dabei wird durch eine Axialkraft das Bauteil um eine gekrümmte Werkzeugbahn geschoben und die Rohrlängsachse gekrümmt (vgl. [4]).

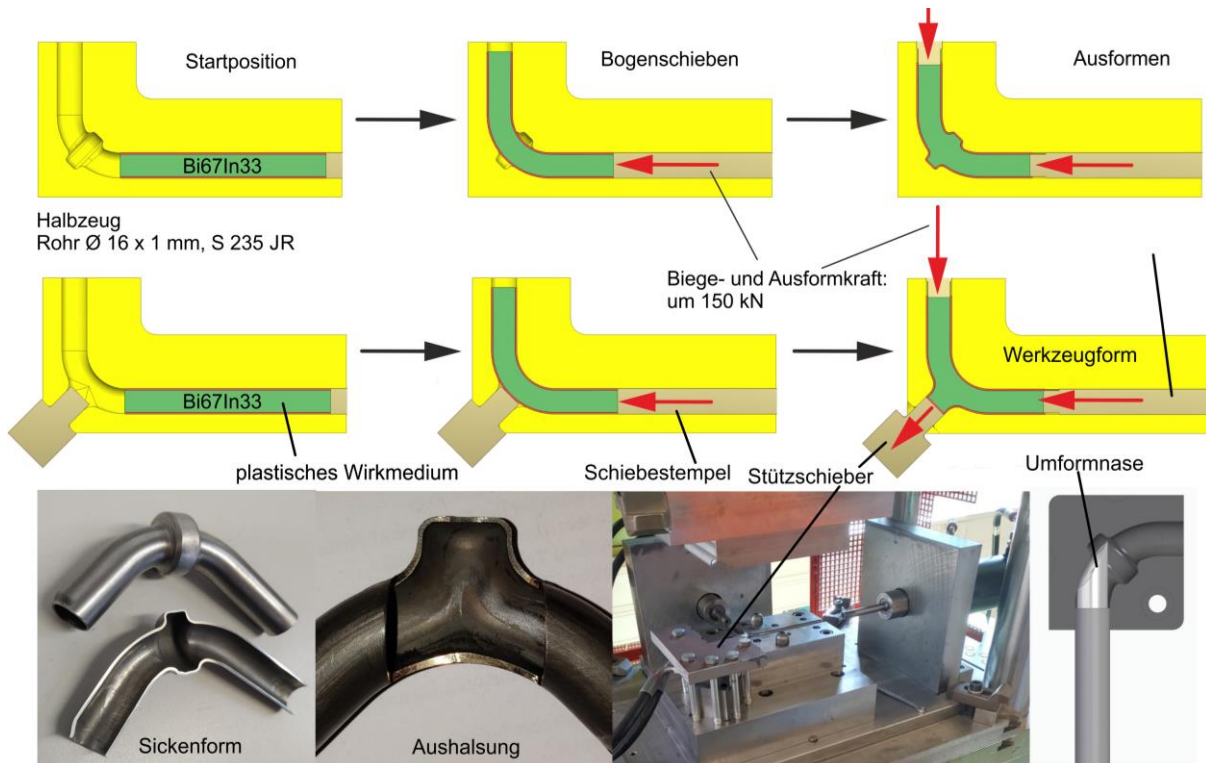


Abb. 3: Realisierung anwendungsnaher Bauteile durch ein hydraulisches Schieberwerkzeug

Der nächste Schritt ist das Anfahren der Schieber von beiden Seiten und die Stauchung des plastischen Wirkmediums. Gleichzeitig wird durch die auftretende Reibung zwischen plastischen Wirkmedium und Rohrrinnenwand auch das Rohr in die Form geschoben und die Geometrie ausgeformt. Bei der Aushalsung wurde ein Stützschieber eingesetzt, der druckgesteuert den Werkstoff in die Aushalsung geführt hat. Nach einigen Versuchen konnte ohne vorhergehende Auslegungsberechnungen Gutteile erzeugt werden. In Abb. 4 wurden die Gutteile aufgeschnitten, mit einem Schnelltester vermessen und die ermittelte Wanddickenverteilung in einer Grafik dargestellt. Es zeigt sich bei der Aushalsung, dass die Ausdünnung der Wandstärke zu vernachlässigen ist. Am Innenbogen der Biegung ist sogar eine Aufdickung des Werkstoffes zu erkennen. Dies ist für sicherheitsrelevante medienführende

entwickelt. Das Werkzeugkonzept und die Ergebnisse der Vergleichsversuche sind in Abb. 6 dargestellt.

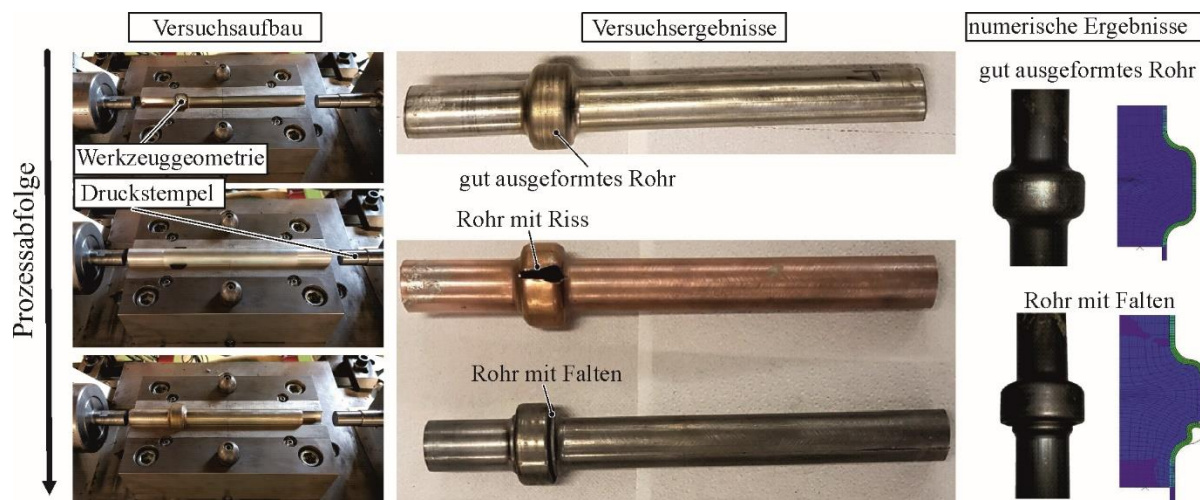


Abb. 6: Vergleichsversuch, Prozessgrenzen und Prozessmodell zur Verfahrensanalyse

Es handelt sich um eine einfache Aufweitung des Rohres, welche durch den Stauchprozess zweier axialer Stempel eingebracht wurde. Das Biegen wurde zur Vereinfachung weggelassen. Es konnten in den Untersuchungen zwei Versagenszustände nachgewiesen werden.

Zum einen konnte ein Überschieben der Außenwand des Rohres infolge einer zu großen Reibung zwischen dem plastischen Wirkmedium und der Rohrrinnenwand eine Falte im Aufweitbereich festgestellt werden. Zum anderen wirkt sich eine zu geringe Reibung an dieser Stelle negativ aus und das Wirkmedium fließt zum großen Teil in die Aufweitung, so dass der Rohrwerkstoff einschnürt und sich ein typischer Längsrisse ausbildet.

Um diese Zusammenhänge besser zu verstehen, wurde in Abaqus ein FE-Modell aufgebaut und untersucht. Durch die Simulation konnte mit Hilfe einer Parameterstudie bei welcher unterschiedliche Reibungsparameter variiert wurden, ein Prozessfenster gefunden werden.

Bei dem Modell wurden alle Werkzeugelemente als Starrkörper angenommen und das Rohr wurde mit einer Netzfeinheit von 0,5 mm vernetzt, während das plastische Wirkmedium mit einem 2 mm Netz versehen wurde. Um den Werkstoff des Wirkmediums 72Bi28In zu charakterisieren, wurden Zug- und Stauchproben gegossen und eine Fließkurve approximiert. Beim Rohrwerkstoff 1.4571 wurde aus dem gleichen Grundwerkstoff eine Zugprobe angefertigt und ebenfalls eine Fließkurve approximiert. Um Risse des Rohrwerkstoffes zu modellieren, wurde eine Grenzformänderungskurve (FLC) für den untersuchten Rohrwerkstoff nach Banabic [6] erstellt.

In Abb. 7 sind beispielhaft zwei Ergebnisse gegenübergestellt. Rechts ist die Simulation eines Gutteil und links ein überschobenes Bauteil. Bei dem Gutteil konnte eine gute Ausformung erzielt werden. Der Reibparameter zwischen der äußeren Rohrwand und der Werkzeugoberfläche wurde dabei mit $\mu_a = 0,01$ und zwischen dem Wirkmedium und der Rohrrinnenwand mit $\mu_i = 0,05$ festgelegt. In diesen Ergebnissen ist auch der Unterschied zwischen dem Weg des Rohrwerkstoffes und des Wirkmediums zu sehen. In dem linken Versuch wurde ein überschoben erzielt. Hier sind die Reibungsverhältnisse $\mu_a = 0,02$ und $\mu_i = 0,25$. Durch die stärkere Reibung an der Innenwand wurde der Rohrwerkstoff beim Komprimieren des Wirkmediums in die Umformzone geschoben, wodurch eine Falte entstand.

Durch eine Parametervariation konnten unterschiedliche Verhältnisse der Reibparameter simuliert und ein Prozessfenster detektiert werden. Dies ist in Abb. 8 dargestellt. Durch ein ungefähres Verhältnis von μ_a und μ_i von 1 zu 2 ist für die vorliegende Umformung ein Gutteil zu erwarten. Dies ist jedoch von vielen Einflussgrößen abhängig und kann für andere Umformungen wahrscheinlich nicht übertragen werden.

Eine Herausforderung stellt auch die Übertragung der Reibungskoeffizienten der Simulation auf tatsächliche Schmierstoffe im realen Experiment dar. Hier wurde eine Matrix an Vergleichsversuchen durchgeführt, wobei verschiedene Schmierstoffe eingesetzt wurden. Diese wurden iterativ mit den Simulationen verglichen. In Abb. 8 links ist dies dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich ein ähnliches Prozessfenster ausbildet, jedoch der Realprozess etwas empfindlicher ist als die Simulation. Dabei wurden verschiedene Schmierstoffe eingesetzt, die vermutlich beim Einsatz im Versuch ähnliche Reibparameter, wie in den Simulationen erzeugen konnten.

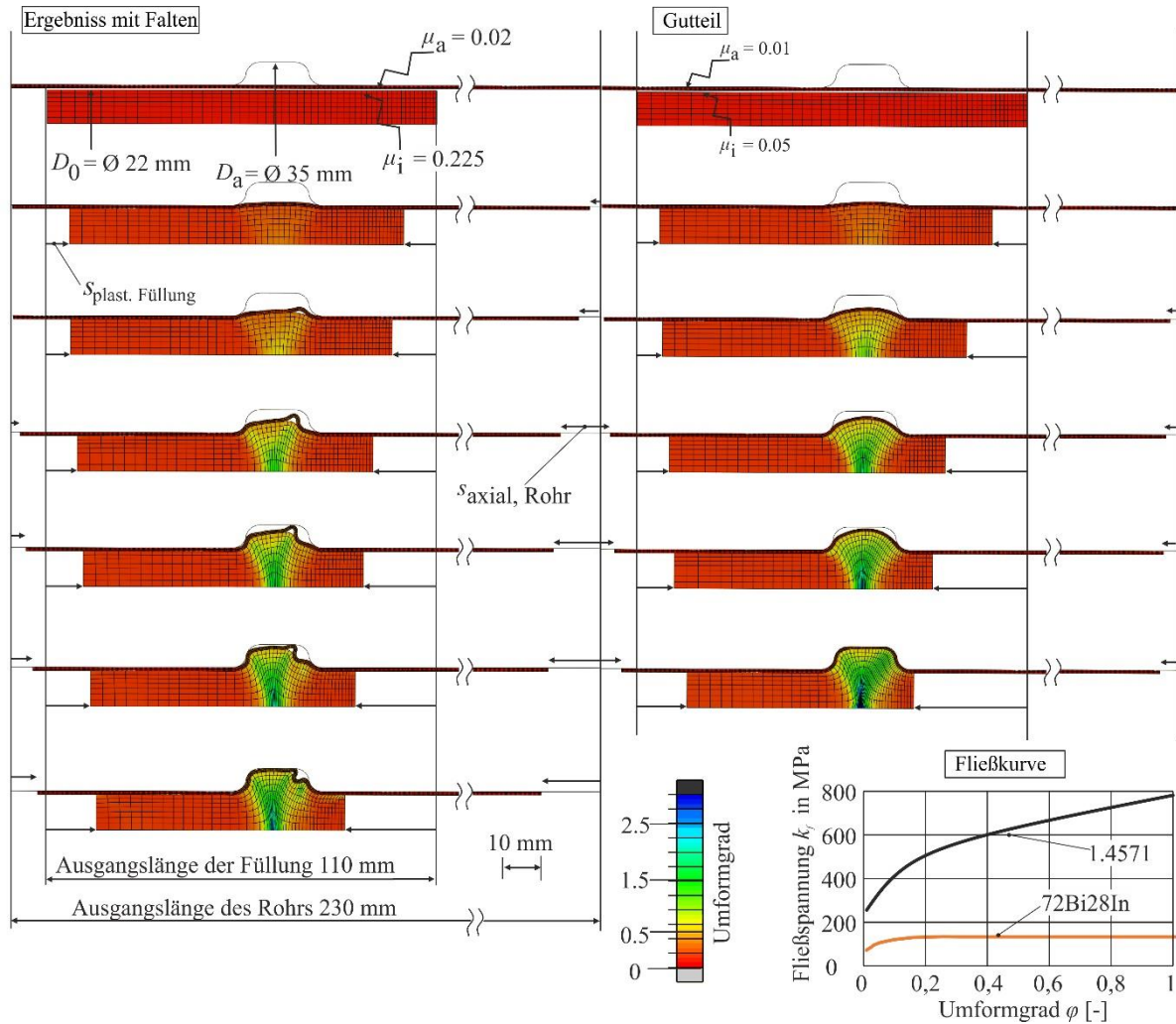


Abb. 7: FE-Analyse des Versagens durch unterschiedliche Reibparameter

Es konnte jedoch gezeigt werden, dass mit überlagerten Erfahrungswissen die Auslegung des Verfahrens durch Zuhilfenahme der Simulation möglich ist. Bei zukünftigen Anwendungen kann das vorliegende Prozessmodell als Grundlage für weitere Auslegungsberechnungen dienen.

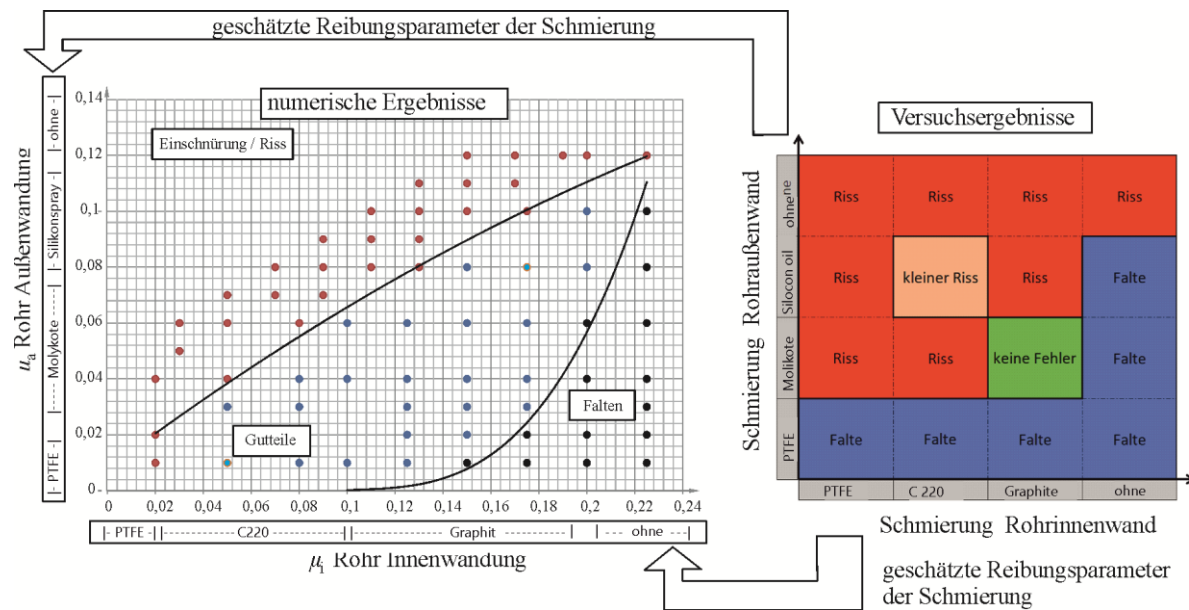


Abb. 8: Vergleich der experimentellen Analyse mit der Simulation hinsichtlich des Einflusses der Schmierstoffe auf das Prozessfenster

Ein Vergleich mit den Reibwerten aus der Literatur zeigt ebenfalls eine relativ gute Übereinstimmung. In Tab. 1 sind die approximierten Werte aus den Versuchen und die Reibungszahl eines vergleichbaren Schmierstofftyps beim IHU dargestellt [7]. Allerdings sind die Literaturwerte nur für das Reibungsverhältnis außen (Stahl / Stahl) vorhanden und gelten nicht für das Reibungsverhältnis innen (Stahl / BiIn).

Tab. 1: Reibungskoeffizient numerisch approximiert und aus Literatur

	$\mu_{\text{außen}}$		Literatur		μ_{innen}	
	von	bis			von	bis
PTFE	0,005	0,02	0,01 - 0,015	PTFE	0,005	0,02
Molykote	0,03	0,08	0,015 - 0,02	C220	0,02	0,10
Silikonspray	0,08	0,11	0,025 - 0,06	Schwärze	0,10	0,20
ohne	0,12	-	0,1	ohne	0,22	-

Zusammenfassung und Ausblick

Die Technologie des Umformens mit plastischen Wirkmedien konnte bei anwendungsorientierten Untersuchungen anhand von Industrieteilen geprüft werden und reale Gutteile konnten in guter Qualität erzeugt werden. Ein Forschungstransfer ist geglückt und das Verfahren wird aktuell in der Industrie eingesetzt. Es eignet sich sehr gut für kleinere Losgrößen und kann aufwendige Prozessketten durch die Erzeugung eines Quasi-IHU-teils ersetzen. Dafür werden entsprechende niedrigschmelzende Legierungen als plastisches Wirkmedium verwendet. Entsprechendes Prozess Know-how und die benötigten Vorrichtungen und Materialien zur Produktion von kleinen Serien stehen an der FH-Südwestfalen zur Verfügung.

Weiterhin wurde eine Verfahrensanalyse mithilfe eines vereinfachten Werkzeuges und eines FE-Modells durchgeführt. Dabei konnten die Einflüsse zwischen den Reibparametern und den Verfahrensgrenzen ermittelt werden. Das Modell konnte die Vorhersage eines Prozessfensters für Gutteile nachweisen und vorhersagbar machen.

Das Projekt erhält finanzielle Unterstützung durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages.

Literaturverzeichnis

- [1] Neugebauer, R., Hydro-Umformung, ISBN-13 978-3-540-21171-6, Springer 2007, pp. 9-14
- [2] Chen, H., Hess, S., Haerberle, J., Pitikaris, S., Born, P., Güner, A., Sperl, M., Tekkaya, A. E., 2016. Enhanced granular mediumbased tube and hollow profile press hardening. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 65, pp. 273-276, <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2016.04.010>
- [3] Napierala, O., Izydorczyk, M., Hering, O., Dahnke, C., Tekkaya, A. E., Process for the Production of Composite Parts by Combination of Sheet Expansion, Deep Drawing, and Forward Rod Extrusion, DE102019002851A1, Technische Universität Dortmund, 2019
- [4] Baudin, S., Rayb, P., Mac Donald, B.J., Hashmib, M.S.J., Development of a novel method of tube bending using finite element simulation, *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, pp. 128-133, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.04.205>
- [5] Hermes, M., Holstein, V., Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von komplex geformten Profilbauteilen mit gebogener Längsachse und variierendem Profilquerschnitt mittels plastischer Wirkmedien, DE102021003711A1, Fachhochschule Südwestfalen, 2021
- [6] Banabic, D., A review on recent developments of Marciniak-Kuczynski model, A tribute to Professor Zdzislaw Marciniak, *Computer Methods in Materials Science*, Vol. 10, 2010, No. 4, pp. 225-237, ISSN 1641-8581
- [7] Fritz, A. H., *Fertigungstechnik*, Springer-Verlag GmbH Deutschland, 2022, p. 215, <https://doi.org/10.1007/978-3-662-64875-9>

The way forward in rotary draw bending: a review

Muhammad Ali Kaleem^{1a}, Peter Frohn-Sörensen¹, Michael Geueke¹, Bernd Engel¹

¹Chair of Forming Technology UTS, University of Siegen, Breite Straße 11, 57076 - Siegen, Germany

^amuhammad.kaleem@uni-siegen.de

Keywords: Rotary draw bending, Additive manufacturing, Forming tools, Process parameters

Abstract. Presently, Rotary Draw Bending (RDB) process is one of the most common tube bending techniques used in industrial production around the world. The process is executed on a specially designed machine being fitted with specific forming tools. The quality of final products in RDB largely depends on process parameters being selected by the machine operator. These process parameters are selective balance of movements and effect of forming tools on the tubes. Substantial development has been done in identification of optimum process parameters for improving the quality of bent tubes. Each process parameter has a unique and versatile effect on quality aspects like ovality, wrinkling and fracture of the tubes. This review-based research is focused on gathering published information on so-far identified process parameters in RDB and their eventual effect on the tube's quality. In the end, authors present their own perspective about the future of a RDB process. The authors perspective suggests merging of AM (Additive Manufacturing) with conventional RDB process to impart enhanced efficiency and improved quality to forming tools and bent products respectively. Apropos, a concept of hybrid pressure die is presented which encompasses manufacturing of a fundamental forming tool (pressure die) using AM techniques. The suggested model of hybrid forming tools opens a new avenue for industrialists to manufacture more flexible, cost effective and substantially beneficial tools for the RDB process in future.

Introduction

The process of Rotary Draw Bending (RDB) is presently used by many industries around the world [1]. RDB is a reliable and accurate method for bending tubes and pipes at ambient temperatures [2]. The process is mostly used for metallic or alloyed tubes. One of the fundamental benefits of RDB is that the tubes with considerably small bending radii can be bent with this process [3]. The forming tools used in the process are constructed and designed according to the geometric dimensions of the tubes. The contact force, frictional restraint and movement speed of the tools play decisive role in the outcome of the process [4a]. Springback is an essential undesirable outcome of all RDB processes and the effect of springback is more pronounced in case of small batch sizes [4b]. In a RDB process, some in-process characteristics can be observed which influence the accurate outcome after bending operation. These in-process characteristics may be called as the process parameters of a RDB process. The process parameters are the critical balance of movements and position of forming tools with respect to straight tubes [5]. The quality of bent portions of the tube being bent by RDB process depend mainly on the operator skills which in turn substantiates in the form of process parameters being used by the operators [6]. Over the last few decades, researchers have identified the process parameters which contribute towards quality enhancement of bent tubes. The quality of the bent portion is ascertained mainly according to VDI 3431 which comprises of twenty seven quality

characteristics to establish the quality level of the tubes [7]. All these characteristics can be tested both qualitatively and quantitatively as per the requirements of the industry. BORCHMANN et al. have demonstrated that wrinkling at the intrados and the tube ovality of the bent portion of the tube are the major criterion for establishing tubes quality [8]. In addition to aforementioned criterion, the fracture strength of tubes also play a significant role specially at the extrados as the tube thinning largely occurs at the higher strained portions of the tube [9]. In nutshell, the effect of process parameters is measured with respect to improvement in tubes ovality, wrinkling and tendency towards cracking.

This research is aimed to compile the data of so-far identified process parameters in RDB and highlight their specific effects on tubes quality related characteristics. Moreover, owing to incorporation of AM (Additive Manufacturing) in industrial setups, a futuristic prognosis of RDB is also presented. The futuristic perspective highlights the combination of conventional RDB process with AM techniques like LMD (Laser Metal Deposition) and SLM (Selective Laser melting). The focus will be kept on manufacturing forming tools while preserving the advantages of both AM and conventional RDB process. The innovative prognosis of manufacturing hybrid forming tools facilitate new thinking avenues for manufacturers to seek variety of intricate designs of forming tools which otherwise were not deemed feasible for manufacturing by conventional manufacturing processes. The hypothesis is that hybrid forming tools will be more cost effective, highly flexible and last but not the least, a better choice for product customization.

Process parameters in RDB

In order to understand the process parameters involved in a typical RDB process, it is essential to possess the knowledge of the position and geometry of the forming tools. The forming tools which fundamentally influence a standard RDB process are pressure die, wiper die, clamping dies (inner and outer), bend die, mandrel and collet [10]. A standard arrangement of forming tools used in a standard RDB process is shown in Fig. 1.

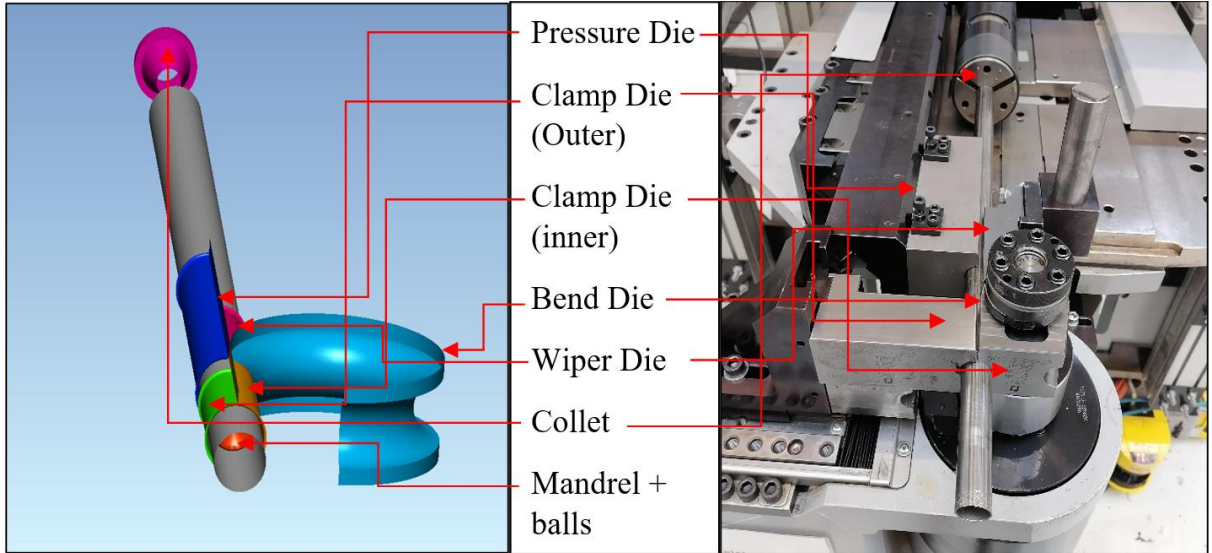


Fig. 1: Simulated and practical tool positions in a RDB process

In modern RDB machines, the collet is usually fixed within the machine housing and the collet grip is operated by means of pneumatic or hydraulic mechanisms [11]. The process parameters are thus the critical balance of relative speeds and effect of aforementioned forming tools on the tubes. These process parameters are further related to the material of forming tools and desired bending profiles depending on product geometries [12]. Since materials affect the

RDB process, it can be inferred that coefficients of friction of in-contact surfaces will contribute significantly in identifying the effect of forming tools on the tubes. A certain threshold limit of the bending factor also exists above which the process of RDB can be easily performed [13]. The bending factor is the ratio of bent die radius to the diameter of the tube. Generally, bending factors of more than 1.5 are considered safe for RDB processes [14]. However, RDB can be performed for bending factors as low as 0.8 yet the exact limits are determined by the geometric dimensions of bend die, tube's diameter, material's tensile strength and holding radii of clamp dies [15]. Selection of process parameters falls in dynamic equipping process of RDB [16]. BORCHMANN et al. mentioned in her research that usually it takes around six months to set up the complete dynamic equipping part of a RDB process during which the operator carries out various hit and trials and selects the most optimum process parameters thereby effecting substantial material and time loss [17]. In order to avoid this hit and trial approach by the operator, following process parameters with their corresponding benchmark values have been identified by the researchers in recent years:

Pressure Die Speed For Crack Reduction

BORCHMANN et al. demonstrated that various speed of pressure die in the direction of the tube have different effects on crack probability and wrinkling at intrados [18]. It can be seen from Fig. 2 that by increasing relative speed of pressure die to the speed of the tube, the major strain decreased. Thus, the relative movement of pressure die with reference to tube decreases the strain and crack probability at the extrados. HEFTRICH simulated the relative speed of pressure die with reference to tube at three different levels i-e 0.0, 1.0 and 1.7. Minimum crack probability was obtained at relative speed of 1.7.

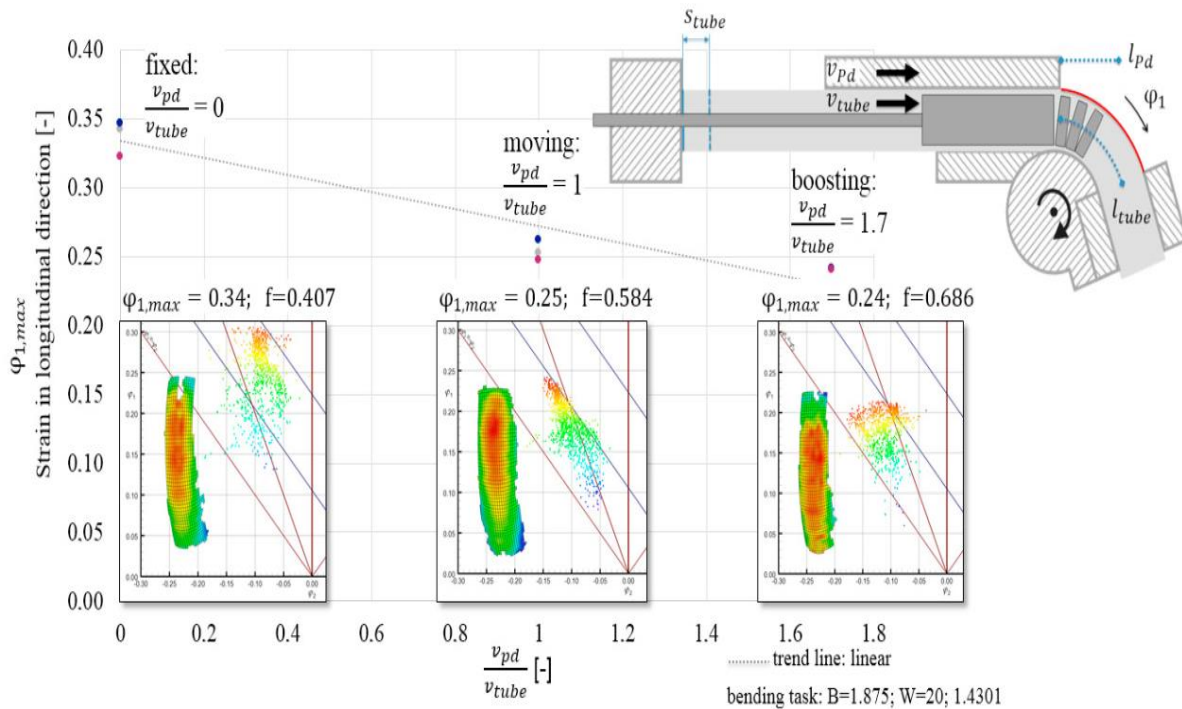


Fig. 2: Effect of relative pressure die speed on crack reduction

Collet Speed For Crack Reduction

In the same research discussed above, it was highlighted through simulations that as the relative speed of collet increases, the strain at extrados decreases. Thus, crack probability reduces with increasing relative collet speed of 0.89, 1.0 and 1.05 respectively as shown in Fig. 3.

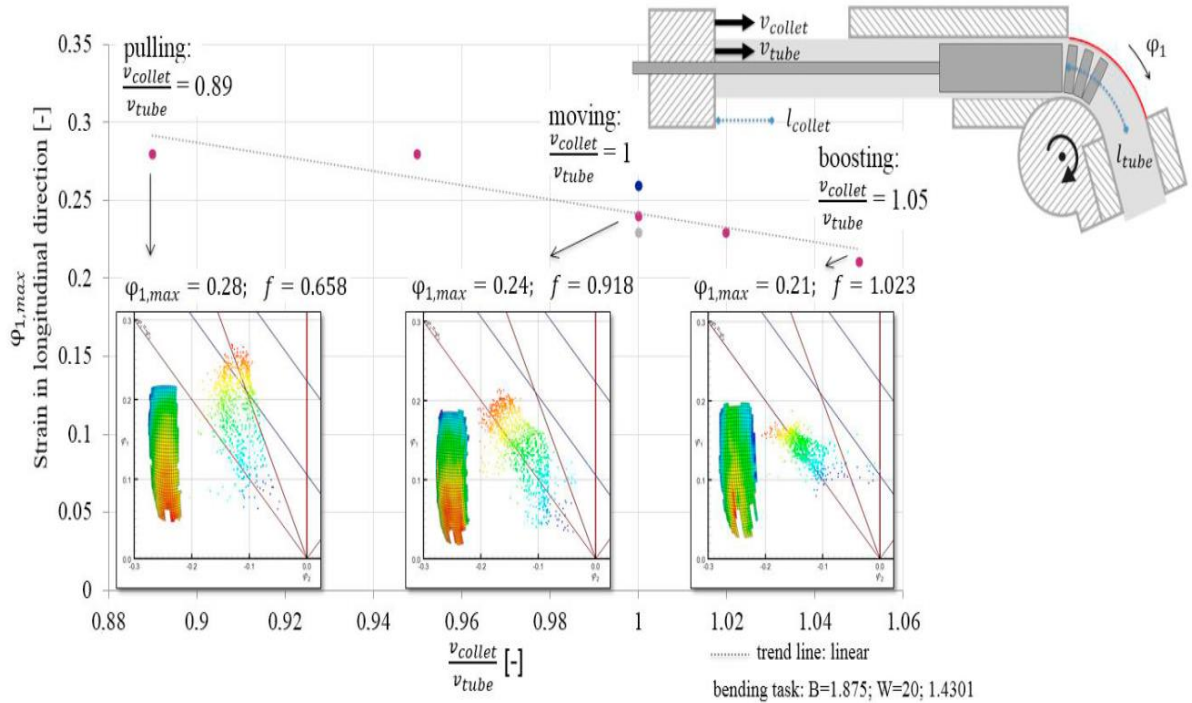


Fig. 3: Effect of Relative Collet Speed on Crack Reduction

Relationship Of Pressure Die Clearance And Relative Collet Speed On Wrinkle Formation

There is an influencing relationship between pressure die clearance and relative speed of the collet and tube [19]. This relationship contributes to formation of wrinkles at the intrados. The brief analysis of the effect of pressure die clearance and relative speed of collet is shown in Fig. 4. Here, it can be seen that for pressure die clearance of 0.8 mm, the wrinkling increase if the relative speed of collet is increased at three intervals; 0.89, 0.95 and 1.0 [19]. A complete wrinkle free tube is obtained at a relative collet speed of 0.89 with pressure die clearance of 0.8 mm. Similarly, when the relative speed of the collet is fixed at 1.0 and the pressure die clearance is changed from 0.0 to 0.8 at intervals of 0.2 mm, the wrinkle formation starts to emerge after pressure die clearance of 0.4 mm. The wrinkle free tubes were obtained between pressure die clearance of 0.0 and 0.4 mm.

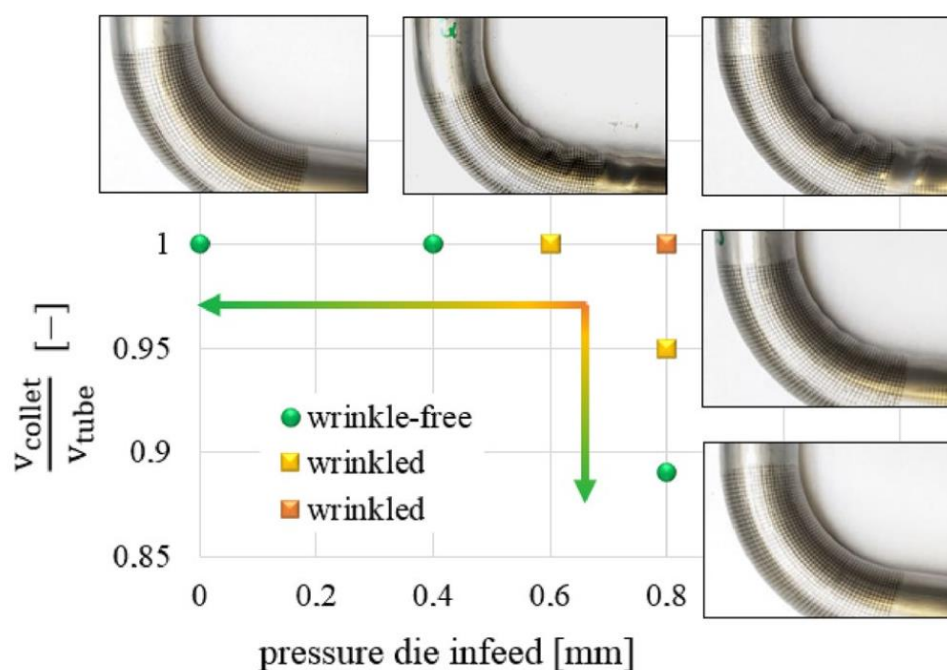


Fig. 4: Effect of pressure die clearance and relative collet speed on wrinkle formation

Effect Of Friction Coefficients

HINKEL et al. highlighted the significance of friction coefficients of clamping tools and their influence on tube bending processes. [20] SAFDARIAN et al. also highlighted that friction coefficients between tube and all in-contact tools are significantly important yet the friction coefficient between tube and the pressure die has the most profound effect in a RDB [21]. He investigated the effect of friction coefficient between tube and pressure die on the wall thickness of the bent tube. Three values of friction coefficients (i-e 0.05, 0.3 and 0.8) were used. The tube's thickness at extrados decreases by increasing the value of friction coefficients.

Mandrel Position In The Tube For Avoiding Wrinkles

KAJIKAWA demonstrated that mandrel position is a significant characteristic in avoiding wrinkles at intrados [22]. He showed that wrinkles are bound to occur when mandrel is kept at substantially large backward position relative to the bending direction of the tube. However, there is a limit up to which the mandrel can be pushed forward towards the bending direction. This limit is case specific as by increasing the tube diameter or bending radius, the ideal position of the mandrel also changed. Hence the general rule of keeping the mandrel as far forward as technically feasible is largely possible depending on the bending radius.

SAFDARIAN demonstrated that the distance between mandrel and centre of bending radius affects tube fracture and ovality [23]. He conducted the experiment with mild steel tube BS-3059 having an outer diameter of 47.5 mm and a thickness of 4 mm. He noticed that the fracture occurs when the distance between last ball of mandrel and the centre of the bending radius is 5 mm. On the other hand, minimal ovality difference was obtained when this distance was kept at 15 mm. Similarly, highest ovality was noticed at a distance of 35 mm. Thus, most optimal distance between mandrel and bending radius was noticed to be 15 mm.

Effect Of Number Of Mandrel Balls On Tubes Ovality

The number of mandrel balls has a profound effect on tubes ovality and fracture [24]. SAFDARIAN found out that for a bending angle of 90 degrees, two mandrel balls are preferred for use as compared to one or three mandrel balls. There has been no indication of fracture in FE-simulations when two mandrel balls were used during the process. Although the tubes

ovality decreases by increasing the number of balls yet the increased probability of fracture and the requirement of accurate positioning of mandrel suggests the use of mandrel with two balls.

Consolidated process parameters in RDB

The above-mentioned process parameters have been tested on different materials and geometric configurations. Moreover, their respective effect on the tube’s quality has been validated in each case. Hence, these process parameters can be taken as a general yard stick to execute all RDB processes across all metal-based tube bending regimes. Since each bending operation specifically depend on multiple factors (e.g. wall thickness, tube diameter, bending radius etc) therefore a speculative tolerance may be possible in each case. As a standard reference for the machine operator, a consolidated list of process parameters in RDB is mentioned in Tab. 1.

Tab. 1: Reference process parameters for machine operator in RDB process

Process Parameters	Standard Value	Effect on Tubes Quality			Reference
		Wrinkling	Ovality	Strength against Cracking	
Pressure Die Speed (Relative to Tube)	1.0	Increase with speed	-	Increase with speed upto 1.7	7 & 8
Collet Speed (Relative to Tube)	1.05	Increase with speed	Increase with speed	Increase with speed upto 1.05	7 & 8
Pressure Die Clearance (Collet Speed of 1 relative to Tube)	0 to 0.4 mm	No Wrinkling	-	Decrease with clearance	19
Pressure Die Clearance (Collet Speed of 0.89 relative to Tube)	0.8 mm	No Wrinkling	-	Decrease at values less than or more than 0.8 mm	20
Friction Coefficient between Pressure Die and Tube	0.05 (Minimum Possible)	-	-	Increase with decrease in friction coefficient	21
Mandrel Position in Tube	As close to bending radius (15mm for 46mm bent radius)	No Wrinkling	Decrease when mandrels position is close to bending radius (upto certain limit – case based)	Increase when mandrels position is close to bending radius (upto certain limit – case based)	22
Mandrel Balls	Two	-	Decrease upto 2	Decrease with 3 onwards	24

Legend: Desirable in green & undesirable in red

Future trends in RDB

Owing to inclusion of AM in almost all manufacturing regimes [25], the speculative future of RDB comprises incorporation of AM in RDB processes. The advantages of AM can be accrued to RDB by manufacturing more complicated tools in less time. Moreover, the versatile benefits provided by AM opens up possibility of manufacturing more flexible tools suitable for individualized production [26]. The authors present the concept of manufacturing hybrid bending tools by merging the processes of AM and RDB. A schematic representing the aforementioned concept as shown in Fig. 5.



Fig. 5: Concept of manufacturing hybrid bending tools

Additively manufactured (AM) pressure die or hybrid pressure die

Pressure die is one of the most fundamental forming tools used in a RDB process [27]. This study presents a conceptual model in which a pressure die can be manufactured by an AM process. This AM manufactured pressure die may be called as a hybrid pressure die since it represents a combination of conventional and AM processes. The hybrid pressure die will possess the advantages accrued by AM in terms of flexibility, repeatability and production time. A 3D model of hybrid pressure die is shown in Fig. 6.

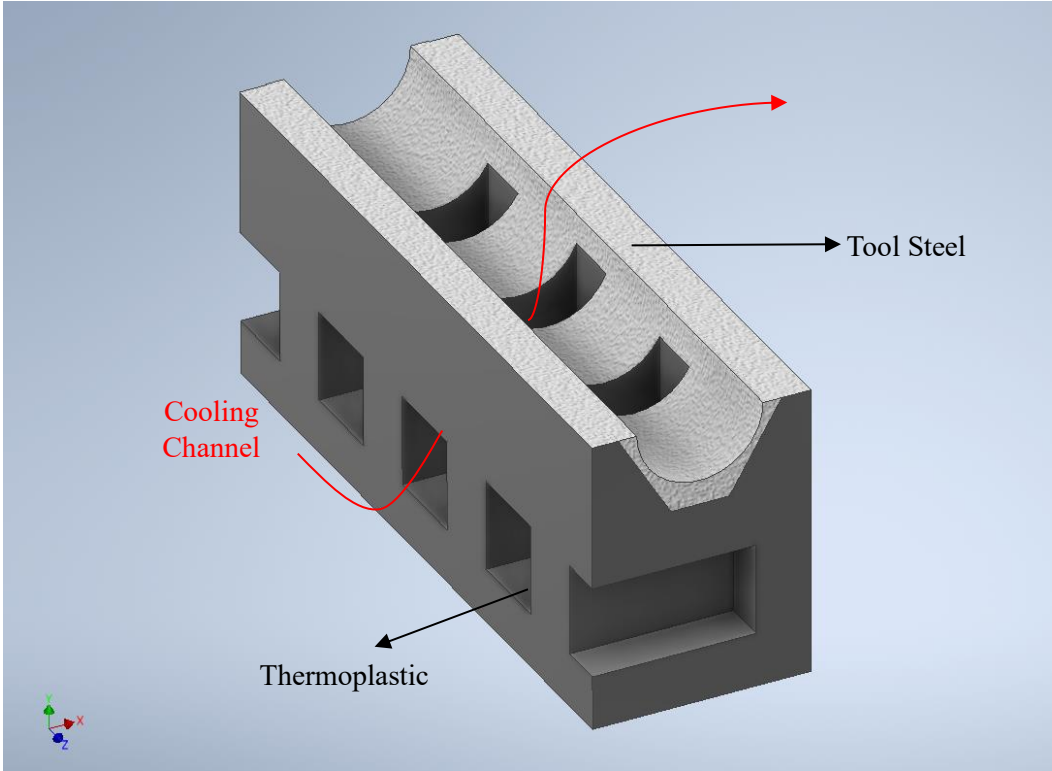


Fig. 6: Hybrid pressure die for RDB process

The hybrid pressure die essentially comprises of two distinct parts. The lower part is fabricated by FDM and the material used is thermoplastic polymer (ABS). The hollow portions within the lower part are kept for air circulation within the part so that in-process variations occurring in pressure die due to thermal fluctuations during the operation can be avoided. The thermoplastic polymer material (ABS) used as lower part is less in volume and substantially more cost effective as compared to tool steel. The whole lower part of the hybrid pressure die can be manufactured in less than 10 minutes by a standard FDM based 3D printer. The upper part essentially consists of strips of stainless steel 1.4307 fixed on the upper surface of the lower part and subsequent deposition of tool steel via LMD (Laser Metal Deposition). The circular geometry of the circumference is ensured by deposition of powder tool steel through LMD nozzle in a desired pattern. The powder deposition does not provide an even surface finish but on the other hand a considerably uneven and rough surface is obtained. In RDB process, this may also be advantageous as only certain portion of the surface of forming tools should be essentially remain in-contact with the tube while sliding with each other [28].

Advantages accrued by AM

The benefits accrued by manufacturing pressure die via AM can be summed up in terms of cost effectiveness, time of production and flexibility. A list of advantages of using hybrid pressure dies in RDB processes is summarized in Tab. 2. The advantages for each domain are shown in italics respectively.

Tab. 2: Advantages of using additively manufactured pressure die in RDB process

	Cost Effect	Time of production	Flexibility
Advantages of using hybrid pressure die	<ul style="list-style-type: none"> • <i>Less material is used as compared to conventionally manufactured pressure die.</i> • <i>The thermosetting plastic (ABS or PLA) material is much cheaper as compared to standard tool steel or alloy steel.</i> • <i>The unused material in the form of left out powder or removed support structures can be re-used for manufacturing the original tool.</i> 	<ul style="list-style-type: none"> • <i>High level of complex designs with internally hollow geometries can be manufactured rapidly.</i> • <i>Individualized requirements can be met in less time as compared to manufacturing tools through conventional processes.</i> 	<ul style="list-style-type: none"> • <i>Already built geometries can be built upon by deposition of additional material layers. Thus, one tool can be used on multiple tube geometries.</i> • <i>A variety of complex designs are possible to be manufactured.</i> • <i>AM manufactured tools can be milled and modified by subtractive techniques and used for larger tubes. Same tools can then be reused by adding more material layers on them.</i>

Conclusion

An accurate bending operation by RDB process largely depends on the expertise of the machine operator who in-turn use specific process parameters to impart accurate, precise and repeatable bending tasks. These process parameters have been identified over the years by many researchers working in the fields related to RDB process. This research compiles a list of process parameters which are considered fundamental in affecting accurate and error-free bending operation. Although most of these process parameters depend on the geometry of tube, bending factor, tube's material and many more characteristics, yet a standard value can be generally assigned to each process parameter so that the machine operator can use these values as a reference to begin the dynamic equipping process.

Owing to the ingress of AM in almost all manufacturing regimes around the world, the authors speculate that the refinement of RDB process in future will take the shape of a 'Hybrid-RDB' process in which AM will accrue its advantages to the conventional RDB process. Apropos, a concept of a hybrid forming tools is presented which encompasses manufacturing a pressure die by AM processes (FDM: Fused Deposition Modelling & LMD: Laser Metal Deposition). Substantial advantages in terms of cost effectiveness, time of production and flexibility in production are speculated to be offered by hybrid pressure die. Moreover, any intricate design possessing cooling mechanism within the pressure die can also be manufactured in quite less time thereby opening the avenues of individualized production.

In the future research, hybrid pressure die will be tested practically as an experimental test case and the advantages accrued will be compared with conventional forming tools.

References

- [1] Naderi, G., Torshizi, S. E. M., & Dibajian, S. H. (2023). Experimental-numerical study of wrinkling in rotary-draw bending of Tight Fit Pipes. *Thin-Walled Structures*, 183, 110428.
- [2] Sun, C., Wang, Z., Zhang, S., Zhou, T., Li, J., & Tan, J. (2022). Digital-twin-enhanced metal tube bending forming real-time prediction method based on multi-source-input MTL. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 65(10), 296.
- [3] Zhang, X., Zhao, C., Du, B., Chen, D., Li, Y., & Han, Z. (2021). Research on Hydraulic Push-Pull Bending Process of Ultra-Thin-Walled Tubes. *Metals*, 11(12), 1932.
- [4a] Zhu, Y. X., Chen, W., Tu, W. B., Guo, Y., & Chen, L. (2020). Three-dimensional finite element modeling of rotary-draw bending of copper-titanium composite tube. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 106, 2377-2389.
- [4b] Simonetto, E., Ghiotti, A., & Bruschi, S. (2021). In-process measurement of springback in tube rotary draw bending. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 112, 2485-2496.
- [5] Ma, J., Li, H., & Fu, M. W. (2021). Modelling of springback in tube bending: A generalized analytical approach. *International Journal of Mechanical Sciences*, 204, 106516.
- [6] Schulte, L., Kuhnhen, C., Abele, D., Hoffmann, S., Pinatti de Carvalho, A. F., Engel, B., ... & Wulf, V. (2017). 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* (pp. 754-765). CIMNE.
- [7,8] Borchmann, L., Kuhnhen, C., Frohn, P., & Engel, B. (2019). Sensitivity analysis of the rotary draw bending process as a database of digital equipping support. *Procedia Manufacturing*, 29, 592-599.

- [9] Yang, H., Li, H., & Zhan, M. (2010). Friction role in bending behaviors of thin-walled tube in rotary-draw-bending under small bending radii. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(15), 2273-2284.
- [10] Strano, M. (2005). Automatic tooling design for rotary draw bending of tubes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 26, 733-740.
- [11] Borchmann, L., Frohn-Sörensen, P., & Engel, B. (2020). In situ detection and control of wrinkle formation during rotary draw bending. *Procedia Manufacturing*, 50, 589-596.
- [12] Li, H., Yang, H., Song, F. F., Zhan, M., & Li, G. J. (2012). Springback characterization and behaviors of high-strength Ti-3Al-2.5 V tube in cold rotary draw bending. *Journal of Materials Processing Technology*, 212(9), 1973-1987.
- [13] Mentella, A., & Strano, M. (2012). Rotary draw bending of small diameter copper tubes: predicting the quality of the cross-section. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 226(2), 267-278.
- [14] Engel, B., & Hassan, H. (2015). Advanced model for calculation of the neutral axis shifting and the wall thickness distribution in rotary draw bending processes. *International Journal of Materials and Metallurgical Engineering*, 9(2), 239-243.
- [15] Mentella, A., & Strano, M. (2012). Rotary draw bending of small diameter copper tubes: predicting the quality of the cross-section. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 226(2), 267-278.
- [16] Borchmann, L., Kuhnhen, C., Frohn, P., & Engel, B. (2019). Sensitivity analysis of the rotary draw bending process as a database of digital equipping support. *Procedia Manufacturing*, 29, Section 2.2, page 594.
- [17] Borchmann, L., Kuhnhen, C., Frohn, P., & Engel, B. (2019). Sensitivity analysis of the rotary draw bending process as a database of digital equipping support. *Procedia Manufacturing*, 29, Section 1, page 593.
- [18] Borchmann, L., Kuhnhen, C., Frohn, P., & Engel, B. (2019). Sensitivity analysis of the rotary draw bending process as a database of digital equipping support. *Procedia Manufacturing*, 29, Section 4.1, page 596-597.
- [19] Borchmann, L., Heftrich, C., & Engel, B. (2020). Influence of the stiffness of machine axes on the formation of wrinkles during rotary draw bending. *SN Applied Sciences*, 2, 1-13.
- [20] Engel, B., & Hinkel, M. (2012). Advanced Model for the Calculation of the Bending Moment and the Process Forces for the Rotary Draw Bending Process. *STEEL RESEARCH INTERNATIONAL*, 1279-1282.
- [21] Safdarian, R. (2020). Investigation of tube fracture in the rotary draw bending process using experimental and numerical methods. *International Journal of Material Forming*, 13(4), 516.
- [22] Kajikawa, S., Wang, G., Kuboki, T., Watanabe, M., & Tsuichiya, A. (2018). Prevention of defects by optimizing mandrel position and shape in rotary draw bending of copper tube with thin wall. *Procedia Manufacturing*, 15, 828-835.
- [23] Safdarian, R. (2020). Investigation of tube fracture in the rotary draw bending process using experimental and numerical methods. *International Journal of Material Forming*, 13(4), 511.

- [24] Safdarian, R. (2020). Investigation of tube fracture in the rotary draw bending process using experimental and numerical methods. *International Journal of Material Forming*, 13(4), 513.
- [25] Weller, C., Kleer, R., & Piller, F. T. (2015). Economic implications of 3D printing: Market structure models in light of additive manufacturing revisited. *International Journal of Production Economics*, 164, 43-56.
- [26] Huang, S. H., Liu, P., Mokasdar, A., & Hou, L. (2013). Additive manufacturing and its societal impact: a literature review. *The International journal of advanced manufacturing technology*, 67, 1191-1203.
- [27] He, X., Ma, J., & Welo, T. (2022, December). Strain distribution at the transition from bent to unbent regions in tube rotary draw bending: an in-situ, real-time measurement study. In *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* (Vol. 1270, No. 1, p. 012059). IOP Publishing.
- [28] Heftrich, C., Steinheimer, R., & Engel, B. (2018). Rotary-draw-bending using tools with reduced geometries. *Procedia Manufacturing*, 15, 804-811.

Influencing geometric stability in free-form bending by exploiting non-tangential bending

Daniel Maier^{1,a}, Lorenzo Scandola¹, Matthias Werner¹ and Wolfram Volk¹

¹Chair of Metal Forming and Casting, TUM School of Engineering and Design,
Technical University of Munich, Walther-Meißner-Str. 4, 85748 Garching, Germany

^adaniel.maier@tum.de

Keywords: free-form bending, non-tangential bending, heat-treatment, batch fluctuations

Abstract. Free-form bending is a kinematics-based bending process, which offers a wide flexibility for bending arbitrary 3D-geometries. Especially in the automotive sector, it can represent an optimal process for the bending of structural components in high strength materials from the prototyping up to the series production, due to the reduction of tooling costs and the ease of process adjustment. Nevertheless, it still requires a complex design of the kinematics of the bending die in order to obtain the part in the desired tolerance range. In this contribution, the effect of different kinematic strategies on the geometrical stability of the process is investigated. First, the principles of tangential and non-tangential bending (under- and overbending) are described. Successively, the strategies are tested on different semi-finished parts before and after different heat treatments to simulate inhomogenities in the materials. Finally, the results are discussed, and it is found, that the overbending strategy allows to reduce the fluctuations in the obtained bending radius and angle, hence improving the stability and reproducibility of the process.

Introduction

The increasing demand in the automotive industry for lightweight structures and high-strength materials leads to the design of always more complex geometries, that must undergo series production in a robust and efficient way. In this scenario free-form bending is gaining popularity, as it allows to manufacture virtually any 3D-shape with the use of a single tool. Its flexibility and moderate costs make it attractive, especially in the automotive industry, for the realisation of complex structural parts made of circular or rectangular profiles. As a kinematics-based process, it also has many degrees of freedom to compensate for possible deviations from the nominal geometry. This can occur due to the batch fluctuations in the material of the semi-finished part and can lead to the rejection of the part. Nevertheless, if detected through material testing before bending, batch fluctuations could be compensated for by adapting the kinematics of the bending die. Maier et al. [1] introduce the non-tangential bending and demonstrated that the same geometry can be produced with different kinematics, inducing different residual stress states. This is an intrinsic property of the process and can be exploited to enhance its robustness. The aim of this work is to show the effect of different bending strategies on the reproducibility of the bent results. First of all, a review of the most common and established bending processes for structural parts with particular focus on free-form bending is proposed. Successively, the theoretical framework of the tangential and non-tangential bending is explained, showing the principles for enhancing the robustness of the process.

Finally, a validation based on experimental results is carried out. Semi-finished tubes from the same batch are heat-treated following different cooling paths to simulate different batches and induce unequal residual stress states. The results show that the robustness of the process can be influenced by the adaption of the bending die kinematics, hence making an additional step towards the industrialisation of the free-form bending process. The aim of this work is to

show, that the overbending strategy leads to a more robust process compared to the tangentially bent tubes and that underbending results in a wider range of the desired geometry.

State of the art

The spectrum of existing bending processes offers different possibilities for the manufacturing of structural components made from high strength materials [2]. The most common bending processes for tubular components is rotary-draw bending [3]. The process is very suitable for the realisation of small bending ratios BR ($1.5 < \text{bending radius}/\text{tube outer diameter} < 2.5$) and large wall thickness ratios (tube diameter/tube wall thickness ≥ 30) [4]. This is made possible with reduced wrinkles and cross-section deformations thanks to the fixed contact between part and the mandrel [5]. Nevertheless, consecutive bents cannot be realised without segments of linear transitions due to the clamping of the tools. In addition, although different bending angles and planes can be achieved with the same setup, the bending radius is directly defined by the tools, limiting the flexibility of the process. Another common possibility is represented by three-roll push bending [6]. The process allows for extremely small radii ($BR < 2$), but still can realise only fixed radii defined by the geometry of the rolls [7]. In this context, free-form bending can be the process of choice for a wide range of possible target geometries and materials, thanks to its outstanding flexibility and modularity [8]. The working principle of free-form bending has been firstly proposed by Murata [9], who developed the MOS bending process. Another version of the free-form bending process has been realised at the Fraunhofer IWU Institute with the Hexabend machine [10]. The plant is based on a stiff structure called Hexapod, made of four actuators equipped with Cardan joints. The Torque Superposed Spatial (TSS) bending can be also considered a free-form bending machine and realizes the torque degree of freedom through a torsion bearing axis, while the feed is achieved with rolls [11]. Finally, the free-form bending process can be realized with different degrees of freedom and bending tools, such as the spherical joint investigated by Gantner [8], or the 6-degrees-of-freedom (DOFs) plant offered by J. Neu GmbH [12]. This is the machine available at the Chair of Metal Forming and Casting, on which all the experimental tests have been carried out. In the following section, the principles of tangential and non-tangential bending (under- and overbending) are described.

Strategy

Free-form bending with a movable die is realised through the relative movement of the bending die with respect to the fixed holder at a constant feed rate. The derivation of the kinematics of the die in order to realize the required radius is not a trivial task and represents an inverse problem. On a single bending plane, the bending die kinematics is constituted by 2 DOFs, namely its deflection u and rotation α . Typically, the machine is calibrated through experimental results, generating an experimental correlation between the first DOF, the deflection u and the resulting bending radius R . The second DOF, the rotation α , is not included explicitly in the calibration process and is a dependent variable of the deflection. The rotation of the tool is adjusted depending on the desired deflection, so that the bending die remains tangential to the bent component. This represents the standard configuration for free-form bending and is denoted as *tangential bending*. Nevertheless, it is possible to adjust the rotation of the die arbitrarily and independently of the deflection through the feeding of an NC-programme. This makes it possible to use the second DOF completely and to develop different strategies, whereby, for example, a non-tangential position of the bending die can also be achieved. If the imposed rotation is less than the tangential rotation, the *underbending* strategy is employed. If the rotation is greater than the tangential rotation, the *overbending* strategy is

employed. The 3 described strategies are summarized in \cref{table:1} and graphically depicted in Fig. 1.

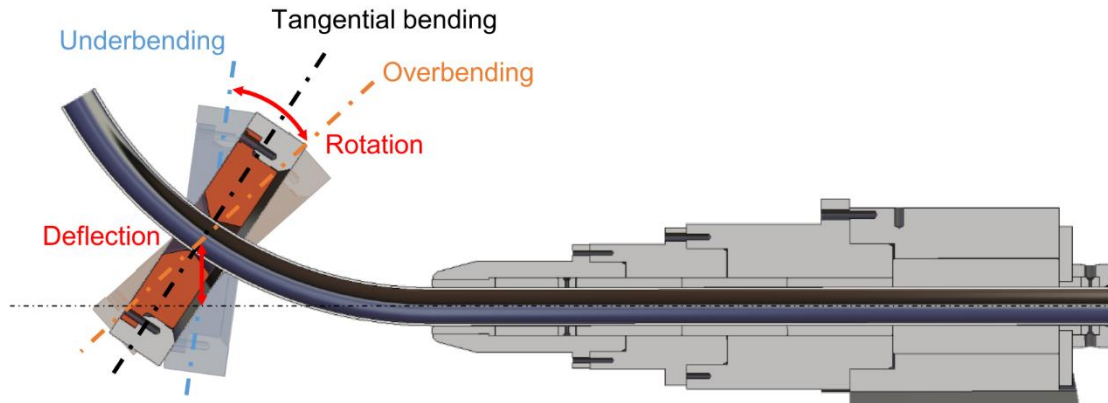


Fig. 1: Schematic depiction of tangential, under- and overbending

Previous studies have shown that different couples of deflection-rotation can lead to the same bending radius, yet with different stress states [1]. This indicates that the bending strategy has a clear impact on the bending result and can be employed to improve the geometric stability of the process and reduce its sensitiveness to batch fluctuations. In this context, the overbending strategy should smear the fluctuations in the resulting radius, as it induces a higher loading on the material. In addition to the global bending solicitation, an additional local bending contributes to the forming of the curvature. In contrast, the underbending is expected to deliver higher fluctuations, as the local bending solicitation counteracts to some extent the global loading. In the following section, experimental tests are carried out to verify the assumptions of the authors. In order to dispose of raw materials in different initial states, to simulate the occurring of batch fluctuations or residual stresses effects, 2 heat treatments are carried out. Successively, the 3 kinematic strategies are tested on all the semi-finished parts, as described in the following section.

Tab.1: Tangential and non-tangential bending strategies

Kinematic	Underbending	Tangential bending	Overbending
Rotation in deg	$a < a_T$	$a = a_T$	$a > a_T$

Experimental investigations

For the experimental tests 3 different states (stress relieved, normalized and quenched) of the steel tube are considered. For each state 3 different bending strategies (underbending, tangential bending and overbending) with 4 experiments each are investigated. This makes a total of 36 bending experiments. For evaluation, the resulting angle between the two legs and the radius in the constantly bent area are measured for each bent tube and then analyzed.

Heat treatment

To get different mechanical properties within the steel tubes, the normal steel tubes are heat treated. On the one hand, the residual stresses of a batch of tubes are minimized by residual stress annealing. The concept of stress annealing for the tubes used in this work has already been shown in [1]. The steel tubes are heated up to 620 °C within 2 h, then held at this temperature for another 2 h and are afterwards cooled down to room temperature in 48 h. The annealing was performed in a chamber furnace in an air environment and the tubes were placed in the center to guarantee comparable heating all around the tubes.

On the other hand, the normal steel tubes are heated and quenched in order to generate differences in the mechanical properties and respectively residual stresses within the length of the tubes. For this purpose, the tubes are heated up to the maximum temperature of the furnace

(750 °C) and held at this temperature for 2 h. This ensures that the tubes are heated homogeneously. The tubes are then removed from the furnace and quenched directly in room-temperature water. In Fig. 2 (left) the ideal temperature curve over the times for the stress annealing and the quenching of the steel tubes is depicted. Fig. 2 (right) shows a picture of all tubes in the furnace after they were heated up to the maximum temperature.

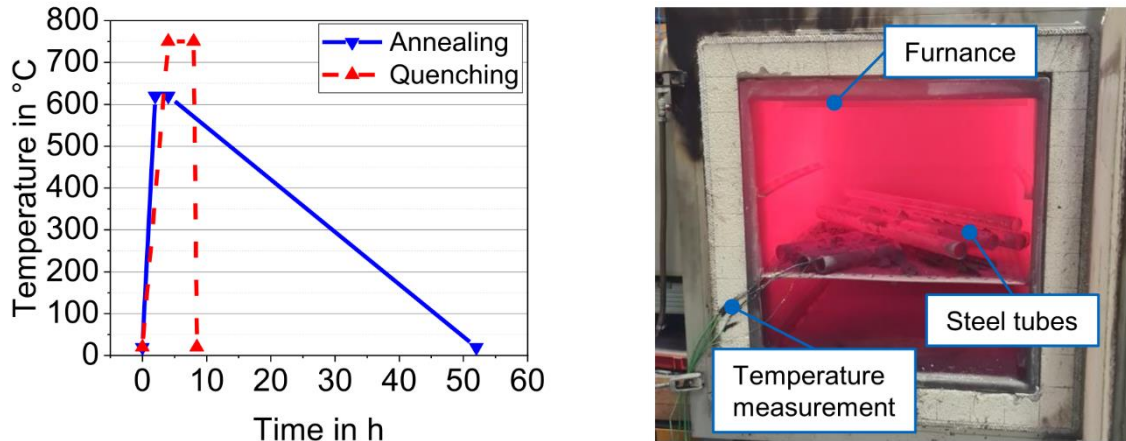


Fig. 2: Time-Temperature diagram for stress annealing and quenching and picture of heat treatment of semi-finished parts

Free-form bending

In order to show a clear difference between tangential and non-tangential bending, the tubes were previously subjected to different heat treatment processes. For the experimental investigations, 5 tubes from each heat treatment strategy are free-form bent using the same kinematics. This results in 15 free-form bent tubes per selected bending kinematics (underbending, tangential bending and overbending). The kinematics have the same deflection value, but differ in the rotation of the bending die (see Tab. 2).

Tab. 2: Kinematics of the bending die for underbending, tangential bending and overbending

Kinematic	Underbending	Tangential bending	Overbending
Deflection in mm	10	10	10
Rotation in deg	5	16	27

After the tubes have been bent the surface is measured by using a handheld laser sensor and a discrete surface of the free-form bent tube is generated. Afterwards, the tubes are analyzed according to the resulting constant radius and the bending angle. To measure the bending angle between the two legs of the free-form bent part, two cylinders are fitted at the straight ends of the tube. The bending angle is measured on the outside of the tube and between the intersecting center lines of the cylinders. For the radius the center line of the whole free-form bent tube is generated. For this purpose, the discrete surface is cut in equally spaced sections and a circle is fitted through each section. The center line is created by connecting the individual middle points of the circles. This center line is analyzed by the curvature and a circle is fitted through the constant area of the curvature. The radius of the resulting circle is called bending radius of the tube. In this procedure, the bending radius is assumed to be ideal according to [3], and process-related bending characteristics are not taken into account. The result of the bending radius and the bending angle for all investigated experiments can be seen in Fig. 3.

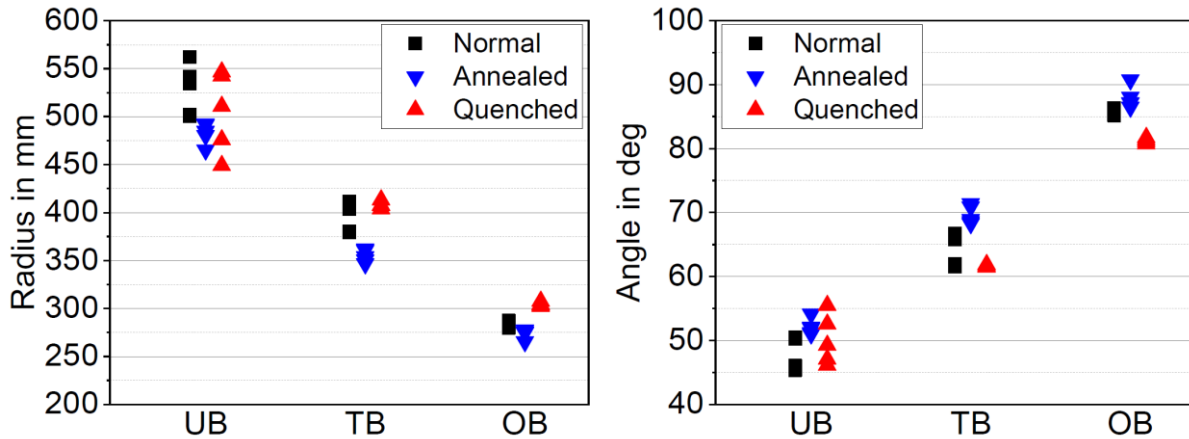


Fig. 3: Bending radius (left) and bending angle (right) for underbending (UB), tangential bending (TB) and overbending (OB) different treated steel tubes

Discussion

First of all, it is shown that the bending radius decreases with increasing rotation of the bending die for all different tube states. With decreasing bending radius, the bending angle increases due to the fact, that the length of the bending line is constant. It can also be seen that the resulting radius varies for the different conditions, even when the bending kinematics are the same. For example the radius of the annealed parts are always smaller compared to the normal parts. The inverse relationship can also be seen for the bending angles, as already mentioned, since the angles are directly related to the bent length and radius.

Fig. 3 also shows that the deviation in radius and angle of overbending is smaller compared to tangential bending and underbending. This can be seen for all steel tube conditions, but most obvious within the normal tubes. As well as for the stress annealed as for the quenched tubes the deviation in tangential bending is comparable to the deviation of overbending, but both are smaller compared to the underbending. In addition, Fig. 3 shows that the deviation of radius and angle is smaller for overbending than for tangential bending and underbending. This can be seen for all steel tube conditions but is most evident for the normal tubes. Furthermore, the distribution of results for both the annealed and quenched tubes in tangential bending is comparable to the deviation in overbending. For both conditions, the largest deviation in results continues to be seen for the underbent tubes.

The experimental results show that the rotation of the bending die has an impact on the resulting geometry, especially on the radius and the angle of the free-form bent tube. The results in Fig. 3 also confirm the theory of this work, that overbending the tubes lead to more geometrical stability compared to tangential bending or underbending of the tubes. This can be seen in a smaller deviation of the resulting bending radius and angle.

During overbending, the die is rotated further than during tangential bending, while the deflection remains constant (see Fig. 1). As a result, the point of application of the force is shifted further forward and at the same time further upward, which in principle corresponds to a minimally larger deflection. In addition, the new position changes the clearance between the tube and die, which becomes smaller or also negative with increasing rotation. Due to the decreasing clearance between die and tube, fluctuations in the starting material (e.g. cross-section or residual stresses) are absorbed much better or undergo more forming and thus have less effect on the overall geometry of the free-form bent part.

The reverse case is represented by underbending, since the clearance between tube and die is greater than in comparison with tangential bending and overbending. As a result, the fluctuations in the base material are less absorbed and have a greater effect on the overall component.

This knowledge is further supported by the results in Tab. 3, as this also explains the less pronounced deviations in TB for annealed and quenched tubes. As can be seen, the outer diameter is larger for the heat treated tubes than for the normal tubes. Due to this expansion of the tubes, there is already a smaller clearance between the deflected bending die and the tube during tangential bending, which means that the tubes are more influenced and, in the course of this, also exhibit less variation in radius and geometry.

Tab. 3: Outer diameter of the semi-finished tubes before and after heat treatment

[mm]	Mean value	Maximum	Minimum	Roundness
Normal	42.63	42.75	42.54	0.12
Quenched	42.43	42.96	42.07	0.56
Annealed	42.56	42.23	42.98	0.34

Conclusion and Outlook

This work presented the influences of non-tangential bending compared to tangential bending in terms of geometrical stability of free-form bending. For this purpose, various heat-treated tubes were free-form bent using bending strategies, with the bending die either tangential to the tube or with more or less rotation (overbending and underbending). The results can be summarized as follows:

- Heat treatment of steel tubes leads to deviations in radius and angle compared to free-form bent steel tubes without heat treatment
- Non-tangential bending strategies can result in either more (underbending) or less (overbending) deviations in part geometry depending on the rotation of the bending die
- Maintaining the deflection of the bending die while increasing the rotation (overbending) results in more geometric stability and robustness against batch fluctuations, as the clearance between the bending die and the tube is smaller and the tube is bent more precisely

All together this work shows that the rotation of the bending die can be used to influence the geometry of the free-form bent part. This result can be used to create a geometry based closed-loop control for free-form bending with a movable die. In the future, the influence of bending die rotation needs to be studied in more detail, as well as the effects on different materials and cross sections.

Acknowledgement

This work was supported by the german research foundation (DFG) under grant number [424334318].

References

- [1] D. Maier et al., “The influence of freeform bending process parameters on residual stresses for steel tubes,” *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering*, vol. 2, p. 100047, 2021, doi: 10.1016/j.aime.2021.100047.
- [2] DIN Deutsches Institut für Normung e. V., DIN 8586: Fertigungsverfahren Biegeumformen. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 01.040.25; 25.020; 25.120.99.
- [3] VDI Verein Deutscher Ingenieure, VDI 3430:2014-06: Rotationszugbiegen von Profilen. Berlin: Beuth.
- [4] B. Engel, C. Gerlach, and S. Cordes, “Biegemomentabschätzung des Dornbiegeverfahrens,” Universität Siegen, Siegen, 2008. Accessed: Dec. 6 2017. [Online]. Available: www.UTFscience.de
- [5] B. Engel and M. Hinkel, “Analytisch unterstützte Vorauslegung des Rotationszugbiegeprozesses,” in *Tagungsband / XXX. Verformungskundliches Kolloquium: Leoben, 14.2.2011 ; [26.2. bis 1.3.2011, Planneralm, Steiermark, B. Buchmayr, Ed., Leoben: Umformtechnik, 2011, pp. 97–102.*
- [6] A. Ghiotti, E. Simonetto, S. Bruschi, and P. F. Bariani, “Springback measurement in three roll push bending process of hollow structural sections,” *CIRP Annals*, vol. 66, no. 1, pp. 289–292, 2017, doi: 10.1016/j.cirp.2017.04.119.
- [7] S. Groth, B. Engel, and P. Frohn, “Approach to a manufacture-oriented modeling of bent tubes depending on the curvature distribution during three-roll-push-bending,” in *Proceedings of the 21st International ESAFORM Conference on material forming, 2018, p. 110006.*
- [8] P. Gantner, “The Characterisation of the Free-Bending Technique,” Thesis (Ph.D.), Glasgow Caledonian University, 2008.
- [9] M. Murata and . Aoki, “Analysis of circular tube bending by MOS bending method,” in *Advanced technology of plasticity, 1996, pp. 505–508.*
- [10] M. Hoffmann, HexaBend - Freiformbiegen auf einer parallelkinematischen Biegemaschine: Technische Informationsbibliothek u. Universitätsbibliothek. [Online]. Available: <https://www.tib.eu/suchen/id/TIBKAT:769920128/>
- [11] S. Chatti, M. Hermes, A. E. Tekkaya, and M. Kleiner, “The new TSS bending process: 3D bending of profiles with arbitrary cross-sections,” *CIRP Annals*, no. 1, pp. 315–318, 2010, doi: 10.1016/j.cirp.2010.03.017.
- [12] J. Neu GmbH, Technische Daten: 6-Achs-Technologie. Accessed: Jan. 15 2018. [Online]. Available: <http://www.neu-gmbh.de/site/de/produkte/biegen/nissin/technische-daten.php>

Freiformabrollbiegen

Daniel Nebeling^{1,a}, Bernd Engel¹

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

^adaniel.nebeling@uni-siegen.de

Keywords: Umformtechnik, Biegen, Freiformbiegen, Freiformabrollbiegen

Abstract. Current and future requirements for bending technology are identified and it is shown why these requirements cannot be met by current bending methods. The newly developed Free Form Unroll Bending (FFUB) is presented as a possible solution. Forming simulations are used to show that the process is, in principle, suitable for the bending of profile components. It is also shown that the process can be used to re-bend previously bent components, which is an important prerequisite for the cascading use of bent components. A process variant is presented in which the tool kinematics can be implemented using industrial robots. Due to the widespread use of industrial robots, this process variant offers a flexible and cost-effective entry into bending technology.

Einführung

Zum Biegen von Rohren und Profilen gibt es bereits eine Vielzahl an möglichen Fertigungsverfahren. Bei den bekannten Biegeverfahren gibt es zum einen die Freiformbiegeverfahren und zum anderen die werkzeuggebundenen Biegeverfahren. Während sich die Freiformbiegeverfahren durch eine hohe Flexibilität auszeichnen, haben typische Verfahren wie das Drei-Rollen-Schubbiegen (DRSB) oder das Matrizenschubbiegen (MSB) den Nachteil, dass das Bauteil durch den Werkzeugsatz geschoben werden muss. Dadurch ergibt sich im Bauteil eine dem Biegeprozess überlagerte Druckspannung, die insbesondere bei dünnwandigen Bauteilen zur Faltenbildung führen kann [1]. Werkzeuggebundene Verfahren wie das Rotationszugbiegen (RZB) oder das Streckbiegen ermöglichen zwar die Überlagerung von Zugspannungen, sind aber nicht flexibel. Diese mangelnde Flexibilität führt zu erhöhten Aufwendungen bei der Regelung des Prozesses und zu hohen Kosten bei Änderungen des Biegeradius. Die werkzeuggebundenen Biegeverfahren bieten keine Möglichkeit zur Torsionskompensation, die insbesondere für unsymmetrische Profile unverzichtbar ist, wenn man ebene Bauteile herstellen möchte. Eine zunehmend wichtige Anforderung an die Produktionstechnik ist die skalierbare Fertigung, die erforderlich ist, um auch kleine Losgrößen wirtschaftlich herstellen zu können [2]. Eine weitere Anforderung speziell an die Biegetechnik ist die Möglichkeit, Leichtbaupotentiale durch die Umformung von dünnwandigen Profilen nutzen zu können [3]. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, bedarf es eines neuen Biegeverfahrens, das zum einen flexibler als bekannte werkzeuggebundene Verfahren ist und zum anderen ohne eine nachteilige Überlagerung von Druckspannungen auskommt, wie es bei den aktuellen Freiformbiegeverfahren der Fall ist.

Darüber hinaus können die aktuellen Biegeverfahren beziehungsweise die aktuellen Biegemaschinen nur gerade Halbzeuge aufnehmen, um diese anschließend zu biegen. Für eine nachhaltige Biegetechnik sind Biegeverfahren erforderlich, die auch eine kaskadierte Nutzung von Bauteilen ermöglichen und somit auch vorgebogene Bauteile in neue Biegegeometrien formen können.

Stand der Technik

Das Abrollbiegen (AB), welches gelegentlich auch als klassisches Rohrbiegen bezeichnet wird, ist ein werkzeuggebundenes Biegeverfahren [4]. Bei dem Verfahren wird das Bauteil zwischen Biegeschablone und Klemmstück eingespannt. Die Biegung wird durch die Rotation einer Biegerolle um die Biegeschablone erzeugt [5]. Die Biegeschablone und das Klemmstück sind ortsfest. Ebenso ist bei diesem Verfahren kein Profilver Schub erforderlich, wodurch dem Biegeprozess keine zusätzlichen Druckspannungen überlagert werden. Im Vergleich zum Rotationszugbiegen bietet das Abrollbiegen allerdings nur begrenzte Möglichkeiten den Materialfluss zu kontrollieren [6].

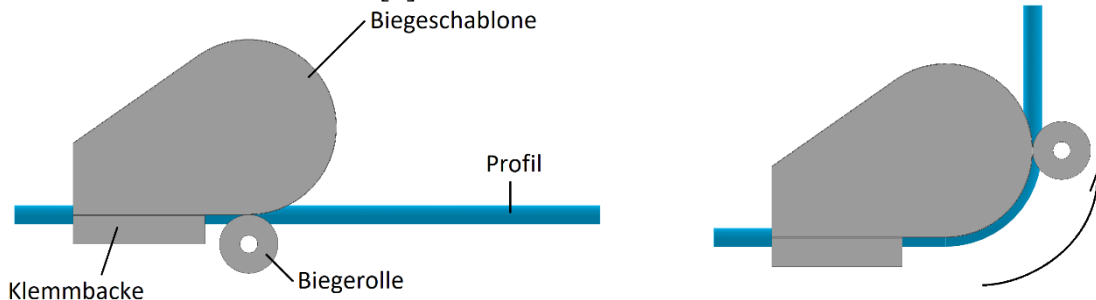


Abb. 1: Ausgangsposition beim Abrollbiegen Abb. 2: Endposition beim Abrollbiegen

Das Abrollbiegen ist ein werkzeuggebundenes Biegeverfahren, weshalb mit einer Biegeschablone immer nur ein Biegeradius hergestellt werden kann. Das Drei-Rollen-Schubbiegen (DRSB) ist im Gegensatz zum Abrollbiegen ein kinematisches Biegeverfahren, bei dem der Biegeradius nicht durch das Werkzeug vorgegeben wird, sondern durch die Positionierung der Umformrolle eingestellt wird [7]. Dadurch können verschiedene Biegeradien mit dem gleichen Werkzeugsatz hergestellt werden. Abbildung 3 zeigt die Ausgangsposition der Werkzeuge beim DRSB. Ein Werkzeugsatz beim DRSB besteht aus einer Biegerolle, einer Umformrolle und in der Regel min. zwei Stützrollen sowie einer Transporteinheit für den Profilver Schub [8]. Bei dem Biegeprozess (Abb. 4) wird die Umformrolle zugestellt und das Profil durch den Werkzeugsatz geschoben. Durch diese Art des Vorschubs wird dem Profil eine zusätzliche Druckspannung überlagert, die insbesondere bei dünnwandigen Profilen zur Faltenbildung führen kann [9].

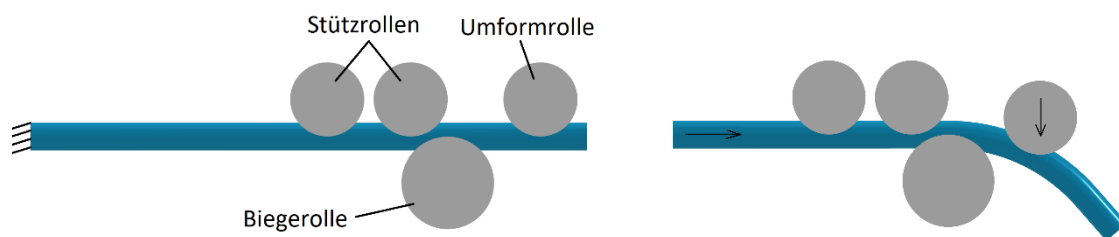


Abb. 3: Ausgangsposition beim DRSB

Abb. 4: Biegeposition beim DRSB

Freiformabrollbiegen

Der Verfahrensablauf beim Freiformabrollbiegen (FFAB) ist in Abb. 5 dargestellt. Zu Beginn des Prozesses wird das Profil einseitig eingespannt (Abb. 5a). Anschließend werden die Werkzeuge am Profil positioniert (Abb. 5b). Ein Werkzeugsatz beim Freiformabrollbiegen besteht aus mindestens einer Biegerolle und einer Umformrolle. Die in Abb. 5 gezeigte Konfiguration enthält zusätzlich noch zwei Stützrollen. Während dem eigentlichen Biegeprozess können die einzelnen Rollen dann auf beliebigen Bahnkurven verfahren werden. Gebogen wird das Profil in dem Bereich zwischen den beiden Rollenpaaren (Abb. 5c). Der Abstand d zwischen den beiden Rollenpaaren gibt daher im Wesentlichen auch die Größe der Umformzone vor und stellt somit einen wichtigen Prozessparameter dar. Nach dem Erreichen der Endposition und dem gewünschten Biegewinkel können die Werkzeuge wieder aufgeföhren werden und das gebogene Bauteil kann entnommen werden (Abb. 5d).

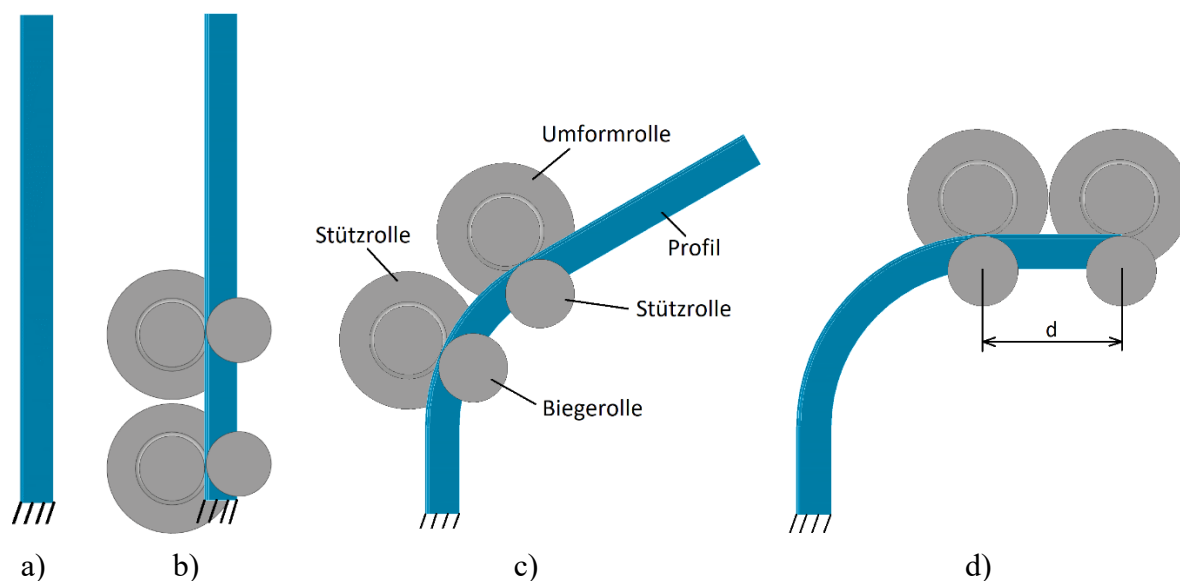


Abb. 5: Verfahrensablauf beim Freiformabrollbiegen

Die zusätzlichen Stützrollen stützen zum einen den Querschnitt des Profils während der Biegung und zum anderen erleichtern sie auch eine Torsionskompensation. Wenn Profile gebogen werden, die bezogen auf die Biegeachse einen unsymmetrischen Querschnitt aufweisen, kommt es aufgrund der Krafteinleitung außerhalb des Schubmittelpunkts zur Torsion des Querschnitts während dem Biegevorgang [10]. Das FFAB bietet die Möglichkeit eines der Rollenpaare, um die Schwerpunktschwerachse des Profils zu rotieren (Abb. 6). Dadurch kann der im Biegeprozess entstehenden Torsion des Querschnitts entgegengewirkt werden. Praktisch umsetzen lässt sich das FFAB beispielsweise mit Industrierobotern wie in Abb. 7 gezeigt. Dabei kann jeweils ein Rollenpaar auf einem Industrieroboter montiert werden, sodass anschließend beliebige Bahnkurven abgeföhren werden können.

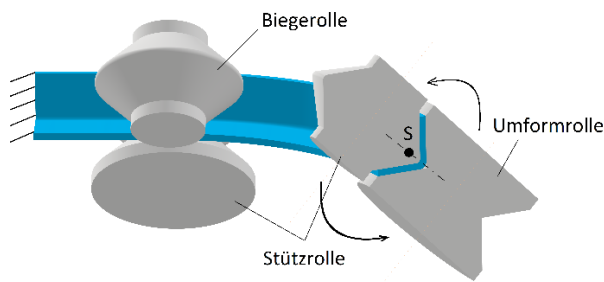


Abb. 6: Torsionsüberlagerung beim FFAB

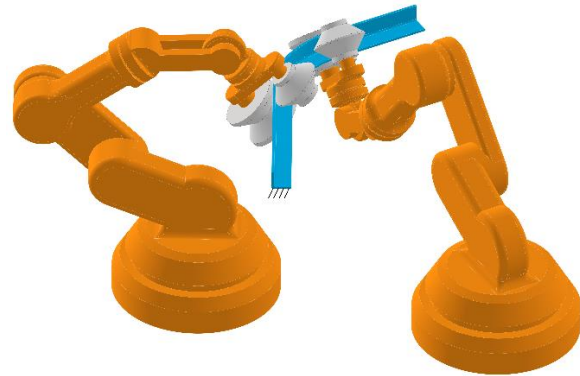


Abb. 7: FFAB mit Industrierobotern

Simulationsmodell

Mit der Software ABAQUS der Firma *Dassault Systèmes* wurde ein Simulationsmodell für den Biegeprozess erstellt. Dabei wurden die Werkzeuge als Starrkörper modelliert und das Profil mit Volumenelementen vernetzt. Die wichtigsten Simulationsparameter sind in Tab. 1 zusammengefasst.

Tab. 1: Simulationsparameter

Solver	ABAQUS Dynamic, Explicit
Element Typ (ABAQUS)	C3D8R, reduced integration, hourglass control
Netzgröße	2 mm
Kontakt Algorithmus	Penalty contact method
μ zwischen Profil / Rollen	Frictionless

Für die Simulation wird ein isotropes v. Mises Verfestigungsmodell verwendet. Die Fließkurve wird mit Hilfe eines Swift/Krupkowski-Ansatzes approximiert [11].

$$k_f = K \cdot (\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (1)$$

Die Dichte des Materials wurde mit $7,8E-09 \text{ t/mm}^3$ angenommen. Außerdem wurde ein Elastizitätsmodul von 210 GPa und eine Poissonzahl von 0,3 angenommen. Abb. 8 zeigt die für die Simulation verwendete approximierte Fließkurve.

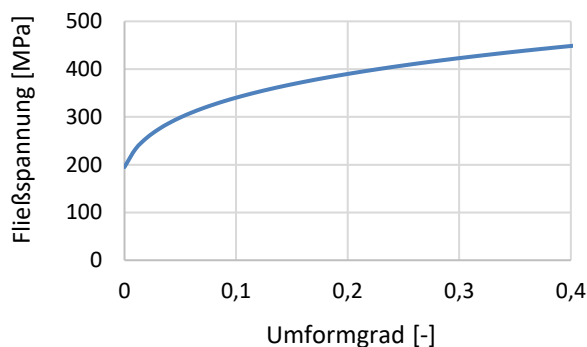


Abb. 8: Fließkurve für S235JR

Tab. 2: Parameter für Swift Approximation

K	=	540 [MPa]
ε_0	=	0.0073
n	=	0.207

Die in der Simulation verwendeten Rollenwerkzeuge sind in Abb. 9 dargestellt. Die außenliegende Stützrolle hat dabei die gleiche Geometrie wie die Umformrolle und die innenliegende Stützrolle hat die gleiche Geometrie wie die Biegerolle. Abb. 10 zeigt das vernetzte Profil. Das Profil hat einen Querschnitt von $40 \times 40 \text{ mm}$ und einen Katenradius von

5 mm. Die Gesamtlänge des Profils beträgt 1200 mm. Die Erforschung des Verfahrens erfolgt zunächst mit einem Vollquerschnitt, um Einflüsse durch eine Querschnittsdeformation ausschließen zu können.

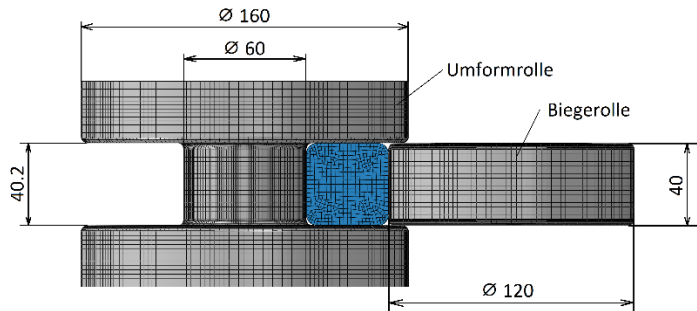


Abb. 9: Rollenwerkzeuge

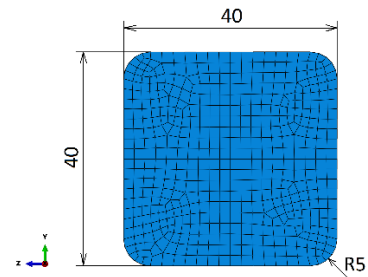


Abb. 10: Vernetztes Profil

Umformsimulationen

Die Simulationsergebnisse für einen einstufigen Biegeprozess sind in Abb. 11 dargestellt. Die Abb. zeigt das gebogene Profil und die Rollenwerkzeuge in ihrer Endposition. PE11 ist die plastische Dehnung in Längsrichtung des Profils und damit der Hauptumformgrad. Dieser schwankt zwischen 11 % Dehnung am Außenbogen und 8 % Stauchung am Innenbogen. Der Biegeradius in dieser Simulation beträgt 280 mm, was einem Biegefaktor von 7 entspricht. In Abb. 12 ist die dazugehörige Kinematik der einzelnen Rollen dargestellt.

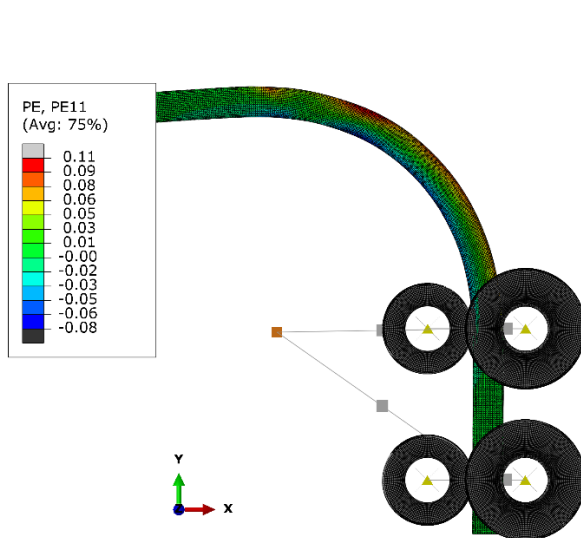


Abb. 11: Einstufige FEM Simulation FFAB

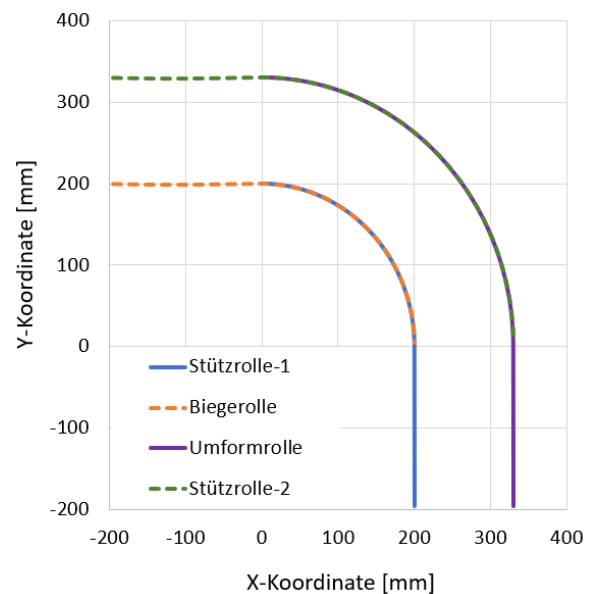


Abb. 12: Kinematik einstufiger Biegeprozess

Auffällig bei der Dehnungsverteilung ist eine Inhomogenität am Anfang der Biegung. Abb. 13 zeigt die gleiche Simulation zu Beginn der Biegung. Dort sieht man wie die Dehnung zunächst im Kontaktbereich der Rollen ansteigt, während im Bereich mittig zwischen den Rollenpaaren noch keine Umformung stattgefunden hat. Abb. 14 zeigt die plastische Dehnung in Längsrichtung des Profils am Außenbogen am Ende des Biegeprozesses. Auch dort ist zu erkennen, wie die Dehnung kurz nach dem Beginn der Biegung erst ansteigt und dann zunächst wieder abfällt, bevor das globale Maximum erreicht wird. Anschließend verläuft die Längsdehnung dann vergleichsweise konstant bis zum Ende der Biegung. Auch bei anderen Freiformbiegeverfahren wie dem Drei-Rollen-Schubbiegen kommt es zu Beginn der Biegung

zu ähnlich inhomogenen Dehnungsverteilungen, bevor ein annähernd konstanter Dehnungsverlauf erreicht wird [12].

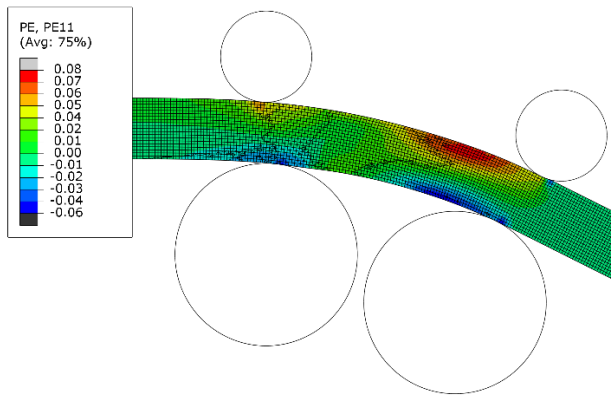


Abb. 13: Dehnungsverteilung beim Anbiegen

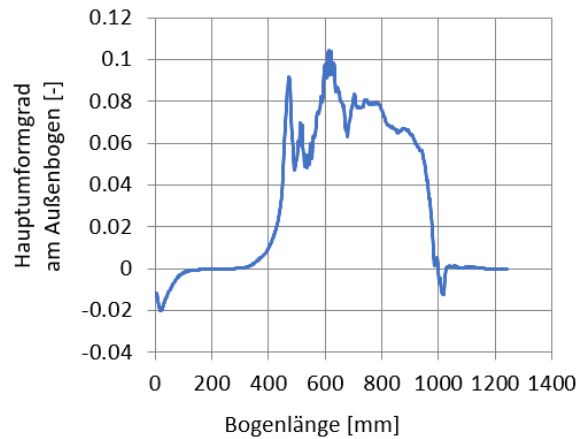


Abb. 14: Plastische Dehnung am Außenbogen

Neben dem einstufigen Biegeprozess wurde auch ein mehrstufiger Biegeprozess simuliert. Dabei sollte untersucht werden, ob mit dem Freiformabrollbiegen auch bereits gekrümmte Profilabschnitte erneut gebogen werden können. Die Möglichkeit, auch bereits gekrümmte Bereiche erneut zu Biegen, ist die Voraussetzung für eine Kaskadennutzung von Biegebauteilen und ein wichtiger Vorteil gegenüber bekannten Biegeverfahren. Konkret wurde ein zweistufiger Biegeprozess simuliert, bei dem das gerade Profil zunächst auf einen Radius von 280 mm gebogen wurde und anschließend in einer zweiten Umformstufe wieder auf einen Radius von 365 mm aufgebogen wurde. Abb. 15 zeigt das gebogene Profil sowie die Rollenwerkzeuge am Ende der zweistufigen Umformung. Dargestellt ist dort die plastische Dehnung in Längsrichtung des Profils. Die dazugehörige Kinematik der einzelnen Werkzeugrollen ist in Abb. 16 dargestellt.

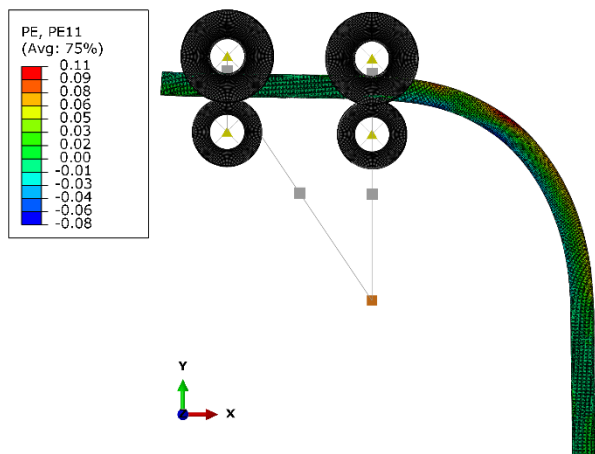


Abb. 15: Zweistufige FEM Simulation FFAB

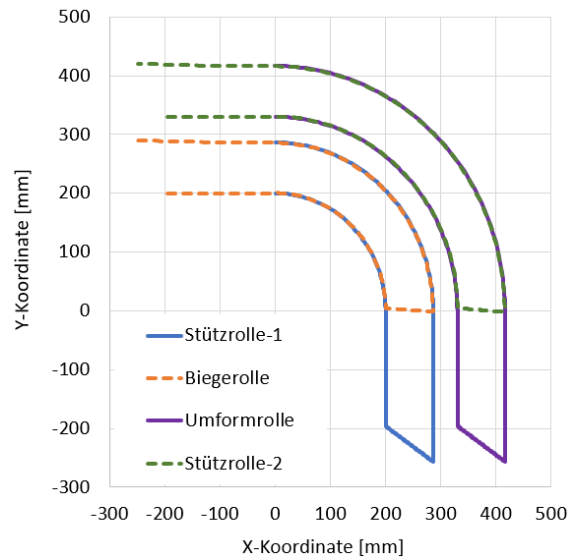


Abb. 16: Kinematik zweistufiger Biegeprozess

Abb. 17 zeigt den Verlauf der plastischen Dehnung am Außenbogen des Profils für den zweistufigen Biegeprozess. Der qualitative Verlauf der Dehnungsverteilung ist für beide Umformstufen identisch. Man sieht allerdings das die Dehnung bei der zweiten Biegung bereits früher ansteigt, was auf die insgesamt größere gebogene Länge der Biegung-2 zurückzuführen

ist. In der zweiten Hälfte des gebogenen Bereichs hat die Biegung-2 hingegen eine reduzierte Dehnung im Vergleich zur Biegung-1. Diese reduzierte Dehnung war aufgrund der geringeren Krümmung der zweiten Biegung auch zu erwarten. Annähernd identisch sind die Krümmungsverläufe hingegen in dem Bereich kurz nach Beginn der Biegung in dem bereits bei der einstufigen Umformung ein Abfall der Dehnung beobachtet werden konnte.

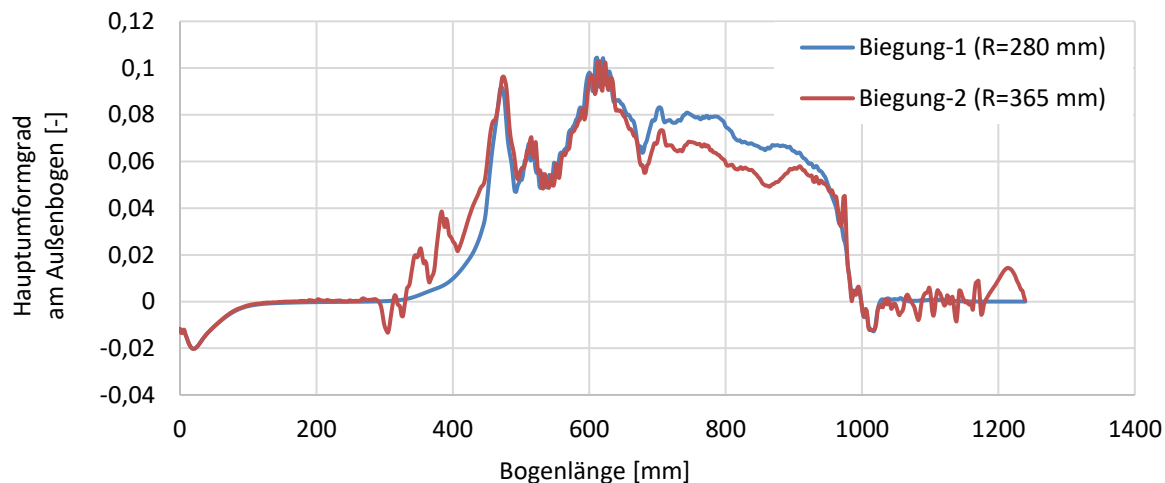


Abb. 17: Plastische Dehnung am Außenbogen bei mehrstufiger Umformung

Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurden aktuelle und zukünftige Anforderungen an die Biegetechnik genannt und aufgezeigt, warum diese Anforderungen mit aktuellen Biegeverfahren nicht erfüllt werden können. Als eine mögliche Lösung wurde das neu entwickelte Freiformabrollbiegen vorgestellt.

Bei den ersten hier vorgestellten Untersuchungen zum Freiformabrollbiegen konnte mit Hilfe von Umformsimulationen gezeigt werden, dass das Verfahren prinzipiell zum Biegen von Profilbauteilen geeignet ist. Darüber hinaus konnte gezeigt werden, dass mit dem Verfahren auch bereits gekrümmte Bauteile erneut gebogen werden können, was eine wichtige Voraussetzung für die Kaskadennutzung von Biegebauteilen ist. Es wurde eine Verfahrensvariante vorgestellt, bei der die Werkzeugkinematik mithilfe von Industrierobotern umgesetzt werden kann. Aufgrund der weiten Verbreitung von Industrierobotern bietet diese Verfahrensvariante einen flexiblen und kostengünstigen Einstieg in die Biegetechnik. Die Umformsimulationen haben allerdings auch gezeigt, dass es im Anbiegebereich zu einer ungleichmäßigen Dehnungsverteilung kommt, die sicherlich auch einen Einfluss auf die Bauteilqualität hat. Wie groß dieser Einfluss auch im Vergleich zu anderen Freiformbiegeverfahren ist und wie sich die Dehnungsverteilung optimieren lässt, soll in zukünftigen Arbeiten untersucht werden. Außerdem soll das hier gezeigte Simulationsmodell experimentell validiert werden, um im Anschluss weiterführende Untersuchungen und eine Sensitivitätsanalyse zum Freiformabrollbiegeprozess durchführen zu können.

Literaturverzeichnis

- [1] D. Nebeling und B. Engel, „Bending profiles with variable cross section,“ in 15th CIRP Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering, Gulf of Naples, Italy, 2021.
- [2] Klaus Dröder, Ann-Kathrin Reichler und Georg Mahlfeld, „Scalable Process Chain for Flexible Production of Metal-Plastic Lightweight Structures,“ in 2nd CIRP Conference on Composite Material Parts Manufacturing, 2019.
- [3] . Okude, S. Sakaki, S. oshihar a und B. J. MacDonald, „High Precision Draw Bending Of Asymmetric Channel Section With Restriction Dies And Axial Tension,“ in International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering, 2011.
- [4] VDI 3430, Rotary draw bending of profiles, Berlin: Beuth Verlag, 2014.
- [5] J. Gillanders, Pipe and Tube Bending Manual, Rockford, Illinois: Fabricators & Manufacturers Association, International, 1994.
- [6] G. Miller, Tube forming processes: A comprehensive guide, Dearborn, Mich.: SME Society of Manufacturing Engineers, 2003.
- [7] B. Engel und S. Kersten, „Analytical Models to Improve the Three-Roll-Pushbending Process of Tube-Profiles,“ in Special edition: 10th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2011, Aachen, 2011.
- [8] S. Groth, P. Frohn und B. Engel, „Product planning system for manufacture-oriented modeling of freeform bend tubes produced by three-roll-push-bending,“ in 47th SME North American Manufacturing Research Conference, Penn State Behrend Erie, 2019.
- [9] J.A. Österreicher, D. Nebeling, F. Grabner, A. Cerny, G.A. Zickler, J. Eriksson, G. Wikström, W. Suppan und C.M. Schlögl, „Secondary ageing and formability of an Al-Cu-Mg alloy (2024) in W and under-aged tempers,“ Materials & Design, Bd. 226, 2023.
- [10] S. Groth and B. Engel, „A method for manufacturing bent profiles with open cross-section by die-push-bending,“ ITAtube Journal, pp. 44-49, 2018.
- [11] H. Swift, „Plastic instability under plane stress,“ Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Bd. 1, Nr. 1, pp. 1-18, 1952.
- [12] S. Groth, Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen, Aachen: Shaker Verlag, 2020, p. 119.

Berücksichtigung der Umformhistorie gezogener Drähte bei der Simulation des Federwindens

Philipp Rethmann^{1,a}, Joshua Grodotzki¹ und A. Erman Tekkaya¹

¹Institut für Umformtechnik und Leichtbau TU Dortmund, Deutschland

^aphilipp.rethmann@iul.tu-dortmund.de

Keywords: Federwinden, Bauschingereffekt, kinematische Verfestigung, Eigenspannungen

Abstract. Schraubendruckfedern werden in der Regel aus hochfesten Stahldrähten hergestellt. Viele der verwendeten Stahlsorten erhalten ihre hohe Festigkeit aus der Kaltverfestigung durch große plastische Umformung während des Drahtziehens. Diese kaltgezogenen Stahldrähte weisen während der Umformung ein anisotropes Verfestigungsverhalten auf, das einen erheblichen Einfluss auf die Entwicklung von Eigenspannungen beim Wickeln der Feder hat. Es wird gezeigt, dass die Rückfederungs- und Eigenspannungsvorhersage in der Prozesssimulation des Federwickelns durch die Verwendung des Chaboche Verfestigungsmodells mit einem nicht-sättigenden Rückspannungsanteil im Vergleich zu rein isotropen Verfestigungsmodellen erheblich verbessert werden kann. Untersucht werden wärmebehandelte (patentierete) kaltgezogene unlegierte Federstahldrähte sowie kaltgezogene Drähte aus austenitischen, rostfreiem Stahl. Die Materialparameter für die kinematischen Verfestigungsmodelle werden invers auf der Grundlage der Ergebnisse von Zug- und Druckversuchen an den Drähten bestimmt. Zur Validierung der Simulationsergebnisse werden Biegeversuche durchgeführt. Die Verformungsgeschichte des Werkstoffs wurde durch die Bestimmung einer initialen Fließflächenverschiebung erfolgreich berücksichtigt.

Einführung

Schraubenfedern und Drahtbiegeteile werden häufig aus kaltgezogenen Drähten hergestellt, deren sehr hohe Festigkeit aus der Kaltverfestigung beim Drahtziehen resultiert. Dieser Massivumformprozess verursacht dabei allerdings auch anisotrope Verfestigungseffekte. Mit Anisotropie ist in diesem Kontext nicht die geometrische Anisotropie gemeint, die aus der Blechumformung bekannt ist und z.B. durch den Lankford-Parameter beschrieben werden kann. Im Bereich der Plastizität kann die Anisotropie hingegen als Verschiebung der ursprünglich isotropen Fließortkurve dargestellt werden [1]. Dies ist dann von Bedeutung, wenn während der Umformung eine Änderung des Dehnpfades auftritt. Wird die Belastungsrichtung beispielsweise umgekehrt, kann der bekannteste Effekt der anisotropen Verfestigung, der sogenannte Bauschingereffekt beobachtet werden [2]. Wird ein Werkstück beispielsweise zunächst plastisch gedehnt und im Anschluss gestaucht, zeigt sich eine geringere Fließspannung unter Druckbelastung als zuvor unter Zugbelastung [3]. Bei großen plastischen Dehnungen ist häufig ein Übergang zur isotropen Verfestigungskurve zu beobachten. Es können aber auch andere anisotrope Phänomene, wie die Verfestigungsstagnation oder eine bleibende Entfestigung, wobei die Fließspannung nach Lastumkehr nicht mehr die Werte der isotropen Verfestigung erreicht, auftreten [4]. Bei der Simulation von Blechumformprozessen, wie dem Tiefziehen, bei dem die Dehnpfadänderung aus dem Hin- und Zurückbiegen resultiert, kann die Vorhersage der Rückfederung durch die Verwendung von Materialmodellen mit anisotroper Verfestigung erheblich verbessert werden [5]. Im Themenbereich der Kaltmassivumformung hat sich gezeigt, dass die Berücksichtigung der anisotropen Verfestigung die Vorhersage von Produkteigenschaften wie Eigenspannungen und induzierte Kaltverfestigung verbessert [6]. Im Gegensatz zu den zuvor genannten Umformverfahren beinhaltet die Herstellung von Federn durch Winden oder Biegen keinen internen Wechsel des

Dehnpfads. Wird jedoch ein kaltgezogener Draht verarbeitet, ist die Verschiebung des Fließortes bereits im Ausgangszustand vorhanden, sodass am inneren Biegeradius ein Dehnpfadwechsel erfolgt. Während des Drahtziehens wird der Werkstoff hier gedehnt, beim Biegen hingegen gestaucht. Daraus resultiert eine lokal verringerte Fließspannung, was dazu führt, dass die Spannungsverteilung und damit auch die neutrale Faser verschoben werden. In der Prozesskette der Federherstellung ist daher zu erwarten, dass Eigenspannungsentwicklung, Rückfederung und der Verzug bei der Wärmebehandlung von diesem Materialverhalten beeinflusst werden (Abb. 1).

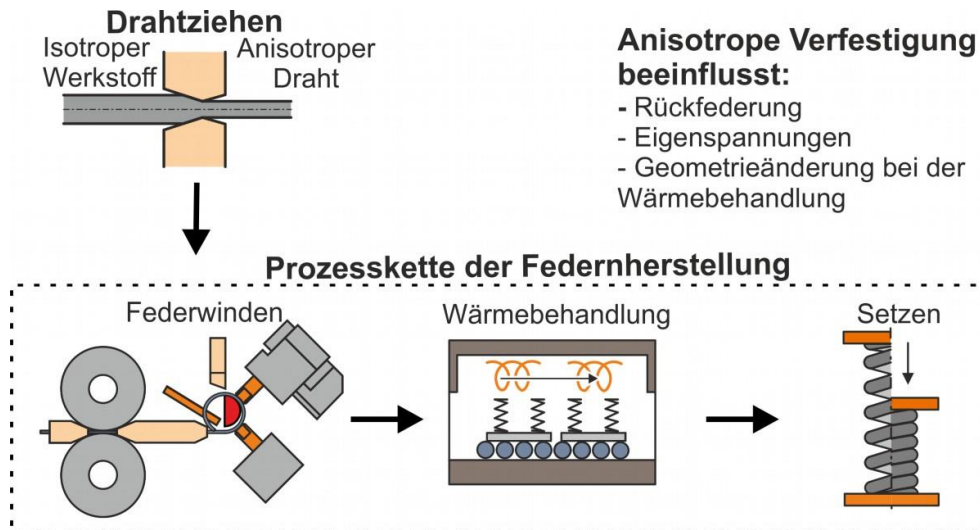


Abb. 1: Prozesskette der Federherstellung und der Einfluss der anisotropen Verfestigung während des Drahtziehens

Aus diesem Grund wird ein Materialmodell mit kombiniert isotrop-kinematischem Verfestigungsverhalten für die Prozesssimulation des Federwindens eingesetzt. Die Umformhistorie des Drahts vor dem Biegen wird dabei durch eine initiale kinematische Verfestigung abgebildet, die aus der Materialcharakterisierung ermittelt wird.

Werkstoffe

In dieser Arbeit werden patentiert gezogene Federdrähte SH und nichtrostende Federdrähte mit einem Durchmesser von $d = 4$ mm untersucht. Nach DIN EN 10270-1 werden die Federdrähte der Güte SH (1.1200) vor dem Drahtziehen einer Wärmebehandlung mit isothermer Umwandlung von Austenit in ein feinstreifigen Perlit, dem sogenannten patentieren, unterzogen. Dieses Gefüge eignet sich sehr gut für das Drahtziehen und ermöglicht die Herstellung hochfester Drähte. Bei dem nichtrostenden Draht handelt es sich um einen austenitischen Chromstahl der Güte X10CrNi18-8 (1.4310). Die verwendeten Drähte werden im Anschluss an das Drahtziehen keiner weiteren Wärmebehandlung unterzogen, sodass die anisotrop verfestigte Mikrostruktur erhalten bleibt. Es ist deshalb davon auszugehen, dass die vorzeichenabhängige Fließspannung Einfluss auf den Windeprozess nimmt. Um den Einfluss des vorgelagerten Umformprozesses abbilden zu können, ohne den Prozess selber simulieren zu müssen, wird zur Ermittlung des Fließverhaltens neben den üblich verwendeten Zugversuchen auch der Druckversuch eingesetzt. Aufgrund der extrem hohen Festigkeit der untersuchten Drähte müssen dabei speziell entwickelte Stauchwerkzeuge mit Hartmetalleisätzen verwendet werden. Die resultierenden Zug- und Druckfließkurven sind in Abbildung 2 dargestellt.

Bei beiden Werkstoffen ist eine schnelle Sättigung der Fließspannung zu beobachten. Unter Zugbelastung werden dabei etwa 1900 MPa für den patentiert gezogenen Draht und 1700 MPa für den nichtrostenden Draht erreicht. Aufgrund dieses Verfestigungsverhaltens liefern die Zugversuche nur Daten für geringe wahre plastische Dehnungen von 0,05, da es zur verfrühten

Einschnürung der Proben kommt. Im Vergleich zu den Daten aus dem Zugversuch sind bei Druckbelastung verringerte Anfangsfließspannungen sowie eine langsamere Sättigung der Fließspannung zu beobachten. Die maximalen Fließspannungen liegen um 9 % (patentiert gezogener Draht) und 15 % (nichtrostender Draht) unter den Zugversuchswerten. Beide Werkstoffe zeigen demnach ein ausgeprägtes anisotropes Verfestigungsverhalten sowie im Speziellen ebenfalls eine bleibende Entfestigung. Darüber hinaus weist der Draht aus nichtrostendem Stahl eine Stagnation der Kaltverfestigung auf.

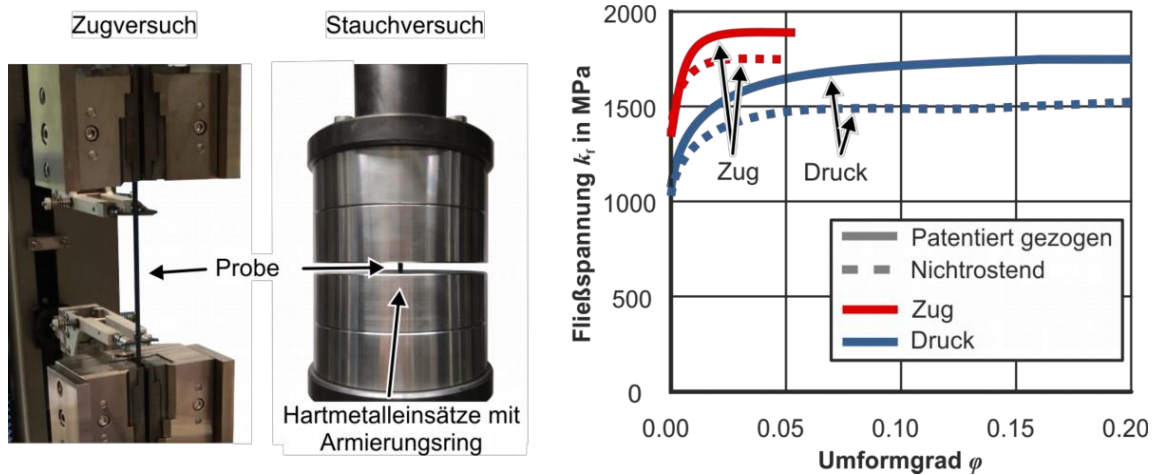


Abb. 2: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Fließkurven von Federdrähten und Fließkurven für Drähte mit dem Durchmesser $d = 4\text{mm}$ aus patentiert gezogenem und nichtrostendem Draht.

Materialmodelle

Standardmäßig wird bei kommerziellen FEM-Programmen, wie dem in dieser Arbeit verwendeten Abaqus/CAE, isotrope Verfestigung für das Verfestigungsverhalten der Materialmodelle genutzt. Diese vereinfachte Herangehensweise dient deshalb als Referenz für den in dieser Arbeit verwendeten isotrop-kinematischen Ansatz. Für die Implementierung in parametrisierter Form wird die Fließkurvenfunktion nach Voce verwendet:

$$\sigma_f = \sigma_0 + R_{\text{sat}}(1 - e^{-k\varphi}) \quad (1)$$

Hier werden drei Konstanten benötigt, um die Zunahme des Fließflächenradius in Abhängigkeit des Umformgrads φ zu beschreiben (Abbildung 3a). Die Konstante σ_0 beschreibt die Anfangsfließspannung, R_{sat} gibt den Grenzwert der Fließspannung für unendlich große Umformgrade an und k spezifiziert die Sättigungsrate.

Für die Beschreibung des anisotropen Verfestigungsverhaltens wird das kombinierte Verfestigungsmodell nach Lemaître und Chaboche [7] verwendet, welches im Folgenden als Chaboche-Modell bezeichnet wird. Die zusätzlich zur isotropen Aufweitung auftretende Translation der Fließfläche wird durch zwei sogenannte Rückspannungstensoren α_i beschrieben (Abb. 3b). Die Entwicklung dieser Tensoren wird bestimmt durch:

$$\dot{\alpha}_i = C \dot{\varphi} \frac{1}{\sigma_{f0}} (\sigma - \alpha_i) - \gamma \alpha_i \dot{\varphi}. \quad (2)$$

Die Materialparameter C und γ bestimmen die Intensität und die Geschwindigkeit der kinematischen Verfestigung, und σ_{f0} gibt die anfängliche Größe der Fließfläche an. Bei großen plastischen Dehnungen konvergieren die Rückspannungen gegen den Wert C/γ , wodurch die weitere Verfestigung vollständig isotrop ist. In der vorliegenden Arbeit wird als Erweiterung des ursprünglichen Chaboche-Modells eine zweite Rückspannungskomponente α_2 mit $\gamma_2 = 0$

verwendet, die eine nicht sättigende kinematische Verfestigungskomponente ergibt. Die entsprechende kinematische Verfestigungskomponente zeigt dann einen linearen Anstieg proportional zu C_2 , sodass die permanente Entfestigung modelliert werden kann. Im Falle des in dieser Arbeit betrachteten Biegens und Windens von gezogenen Federdrähten kann der Werkstoffzustand zu Beginn des untersuchten Umformprozesses nicht als isotrop angesehen werden. Das Drahtziehen als vorgelagerter Prozess führt zu einer anfänglichen Verschiebung der Fließfläche. Um dies zu berücksichtigen, kann das Chaboche-Modell mit einer weiteren initialen, konstanten Rückspannung α_{init} erweitert werden.

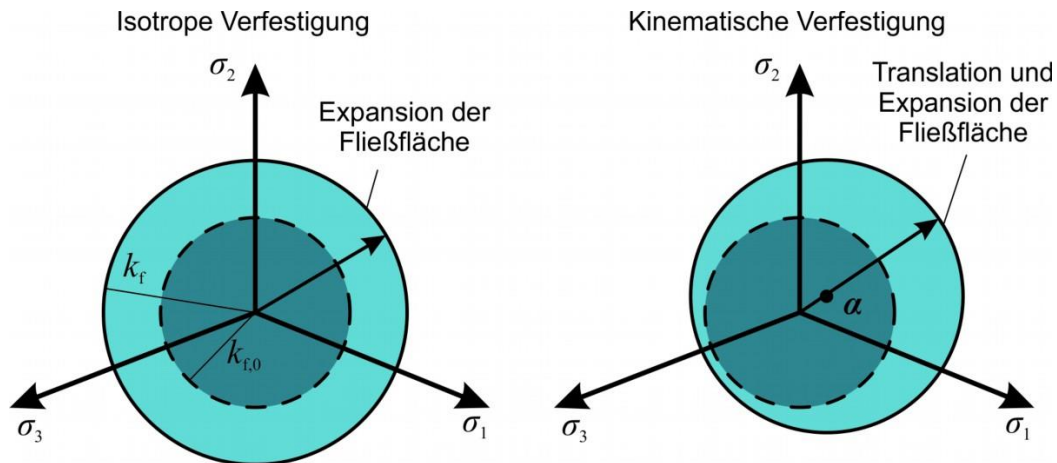


Abb. 3: Schematische Darstellung der isotropen Verfestigung (a) und der Verfestigung nach dem Chaboche Modell (b)

Identifizierung der Modellparameter

Im Falle der isotropen Verfestigung können die Parameter der Fließkurvenfunktion durch eine einfache Optimierung aus den experimentellen Daten ermittelt werden. Mit Hilfe der Matlab-Optimierungs-Toolbox wurden die Parameter der Fließkurvenfunktion (1) so lange angepasst, bis die mittlere quadratische Abweichung zwischen Funktion und Versuchsdaten minimiert ist.

Zur Ermittlung optimaler Parametersätze des Chaboche-Modells muss hingegen eine inverse Parameteridentifikation angewendet werden. Dazu wird die Optimierungssoftware LS-Opt in Kombination mit der Finite Elemente Software Abaqus verwendet (Abbildung 4).

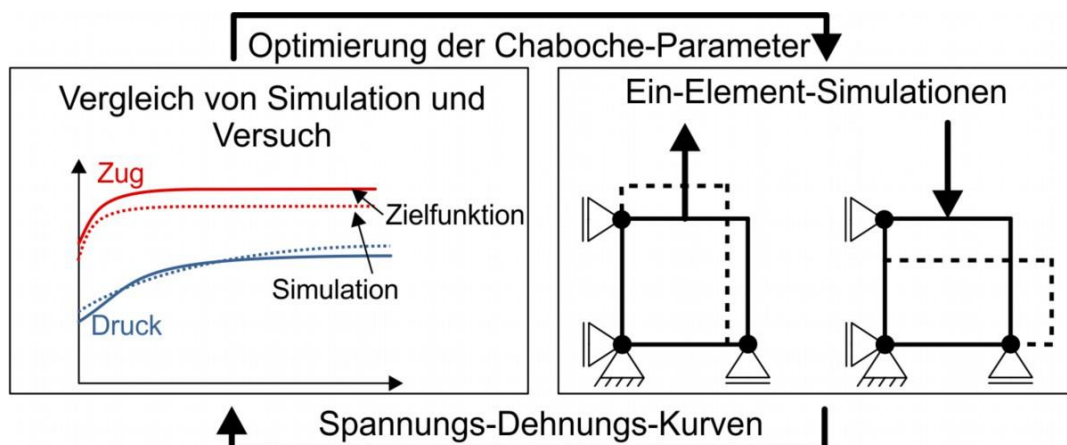


Abb. 4: Schematische Darstellung des Vorgehens zur inversen Bestimmung der Parameter des Chaboche-Modells

Zur Modellierung des Verhaltens der Federdrähte ist die parallele Optimierung von acht Parametern erforderlich. Die Berechnung wird dabei beendet, wenn sowohl die Änderung der

Parameter als auch die Differenz in der Zielfunktion zwischen zwei Iterationen kleiner als 0,5 % sind. Bei den untersuchten Werkstoffen wird dies innerhalb von 8 bis 10 Durchläufen erreicht. Die Berechnungszeit auf üblichen Desktop Computern beträgt dabei etwa 3 Stunden. In Abbildung 5 sind die resultierenden Fließkurven dargestellt, die zugehörigen Modellparameter sind in Tabelle 1 zusammengefasst.

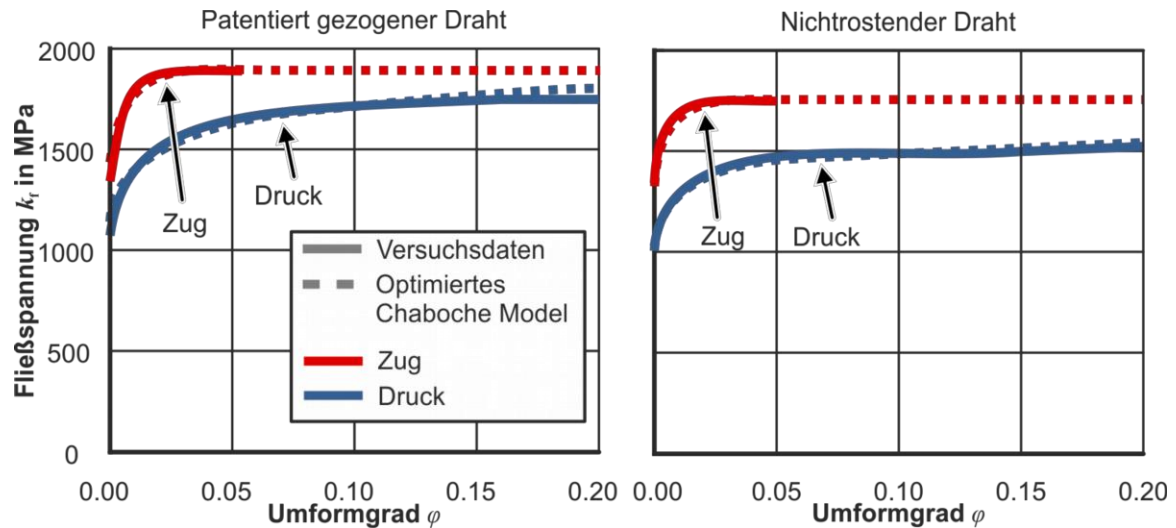


Abb. 5: Vergleich der Fließkurven aus den Zug- und Druckversuchen mit den Ergebnissen aus 1-Element-Simulationen unter Verwendung des Chaboche-Modells.

Insgesamt besteht eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen Daten und den mit dem Chaboche-Modell ermittelten Daten. Beide Materialien weisen eine große initiale Rückspannung auf, die aus dem vorangegangenen Drahtziehvorgang resultiert.

Tab. 1: Materialparameter des Chaboche-Modells für patentiert gezogenen und nichtrostenden Federdraht

Material	R_{sat} [MPa]	k	σ_0 [MPa]	C_1 [MPa]	γ_1	C_2 [MPa]	γ_2	α_{init} [MPa]
Patentiert gezogen	442.1	89.0	1308.8	164.7	8.50	411	0	200.8
Nichtrostend	330.9	95.9	1256.0	10.0	2.975	176.1	0	177.4

Validierung

Die Validierung der Materialmodelle erfolgt anhand von 3-Punkt-Biegeversuchen. Der in Abbildung 6 dargestellte Aufbau wird dabei auf einer Universalprüfmaschine Zwick Roell Z250 eingesetzt.

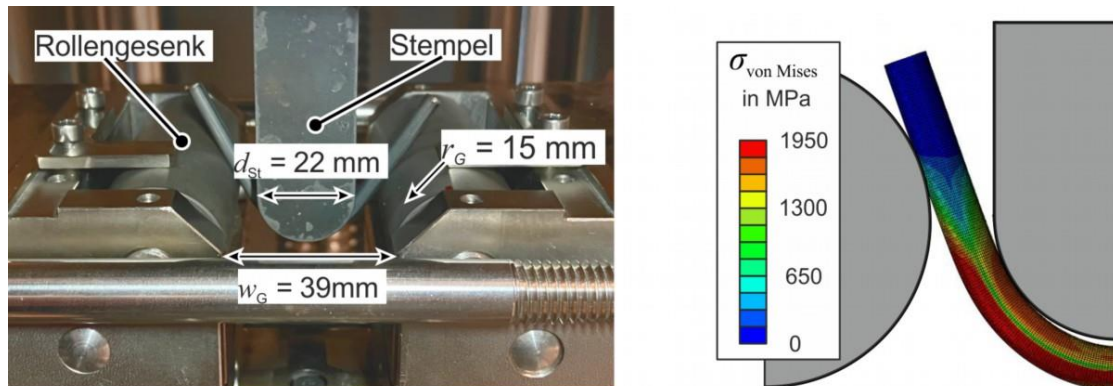


Abb. 6: Aufbau des 3-Punkt-Biegeversuchs und Modellierung des Versuchs in Abaqus (explizit)

Das Biegegesenk besteht aus kugelgelagerten Rollen, sodass der Einfluss der Reibung minimiert werden kann. Die Gesenkweite wird nach ISO 7438 eingestellt. Der Versuch wird in Abaqus (explizit) modelliert, um die Kraft-Weg-Verläufe mit den Versuchsdaten vergleichen zu können. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7 zu sehen. Zusätzlich zu den Daten des Chaboche-Modells sind Kraft-Weg-Kurven dargestellt, die durch die Verwendung des Materialmodells mit isotroper Verfestigung erzeugt wurden. Die verwendeten Parameter des isotropen Modells wurden mittels Zugversuche ermittelt.

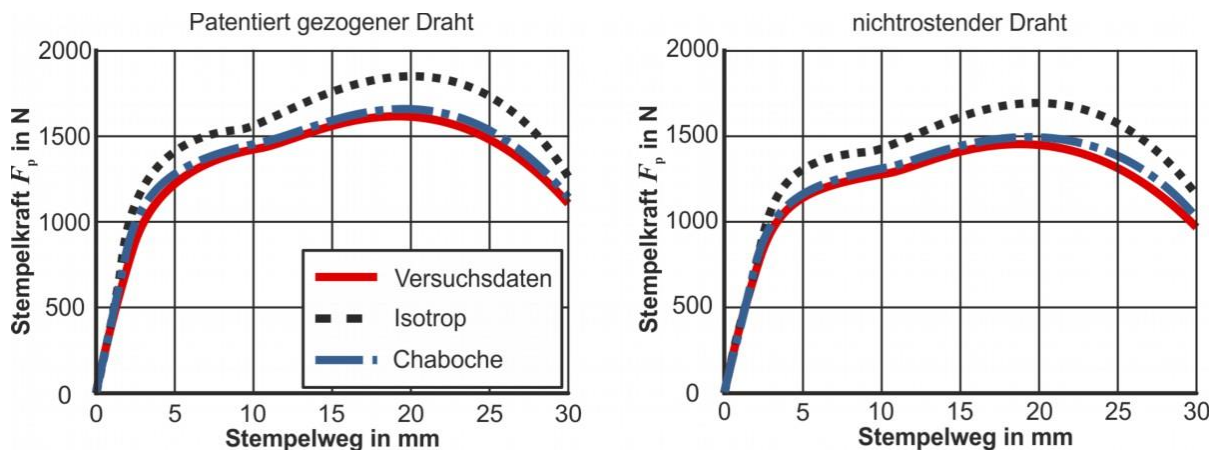


Abb. 7: Vergleich der Kraft-Weg-Kurven von Versuch und Simulation für patentiert gezogene und nichtrostende Federdrähte

Die Verwendung isotroper Verfestigungsmodelle, für die einfache Zugversuche zur Charakterisierung genutzt werden, resultiert in einer Überschätzung der maximalen Biegekraft um 14 % für den patentiert gezogenen Draht und 17 % für den nichtrostenden Draht. Darüber hinaus zeigt sich ein deutlich verzögertes Einsetzen der plastischen Umformung durch die zu hohe Anfangsfließspannung. Wird stattdessen das Materialmodell mit kombiniert isotrop-kinematischer Verfestigung genutzt, kann die Differenz zwischen Experiment und Simulation auf etwa 3 % für beide Werkstoffe verringert werden. Die mit dem Chaboche-Modell berechneten Kraft-Weg-Kurven zeigen somit eine gute Übereinstimmung, liegen allerdings noch geringfügig über den experimentellen Daten.

Numerische Simulation des Federwindens

Das validierte Materialmodell wird für die Prozesssimulation des Federwindeprozesses verwendet. Ziel ist es, sowohl die Rückfederung als auch die Eigenspannungen vorherzusagen. Aufgrund der asymmetrischen Geometrie des Prozesses muss der Wickelvorgang in Form eines 3D-Modells simuliert werden (Abbildung 8).

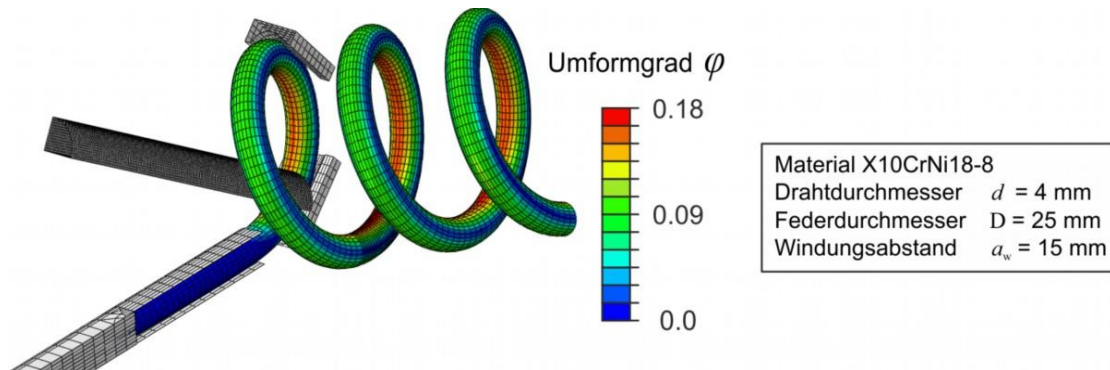


Abb. 8: Verteilung des Umformgrads während des Windeprozesses

Die Länge des Drahtmodells wird so gewählt, dass drei Windungen simuliert werden können. Zur Vernetzung werden dabei circa 120.000 hexagonale lineare 3D Elemente genutzt. Der Coulomb Reibungskoeffizient für den Kontakt zwischen Draht und den Windewerkzeugen wird auf 0,1 festgelegt, was für diese Werkstoffpaarung ein üblicher Wert ist. Die Berechnungszeit beträgt sowohl für das Isotrope-, als auch für das Chaboche-Modell etwa 12 Stunden (auf einem Desktop Computer mit 8 Kernen).

Im Vergleich zum isotropen Materialverhalten wird durch die anisotrope Verfestigung die neutrale Faser während des Windens nach außen (positive x-Werte) verschoben, da der druckbelastete innere Bereich aufgrund der geringeren Fließspannung früher plastisch umgeformt wird. Da das Kräftegleichgewicht in Drahtlängsrichtung erhalten bleiben muss, kommt es zu einer Vergrößerung des Druckspannungsbereichs. Die größten Vergleichsdehnungen sind deshalb am inneren Biegeradius zu beobachten. Nach der Rückfederung im Anschluss an den Umformprozess, zeigt auch die charakteristische Eigenspannungsverteilung eine Verschiebung der neutralen Faser in Richtung des äußeren Radius (Abb. 9).

Durch die Verwendung des validierten Verfestigungsmodells nach Chaboche werden die Berechneten maximalen Eigenspannungen im Vergleich zu dem isotropen Verhalten um 10 % bis 15 % verringert. Darüber hinaus führt die Berücksichtigung der Umformhistorie der Halbzeuge in der Simulation auch zu einer Veränderung der Rückfederung. Für den nichtrostenden Federstahl ist die berechnete Rückfederung um 8 % geringer.

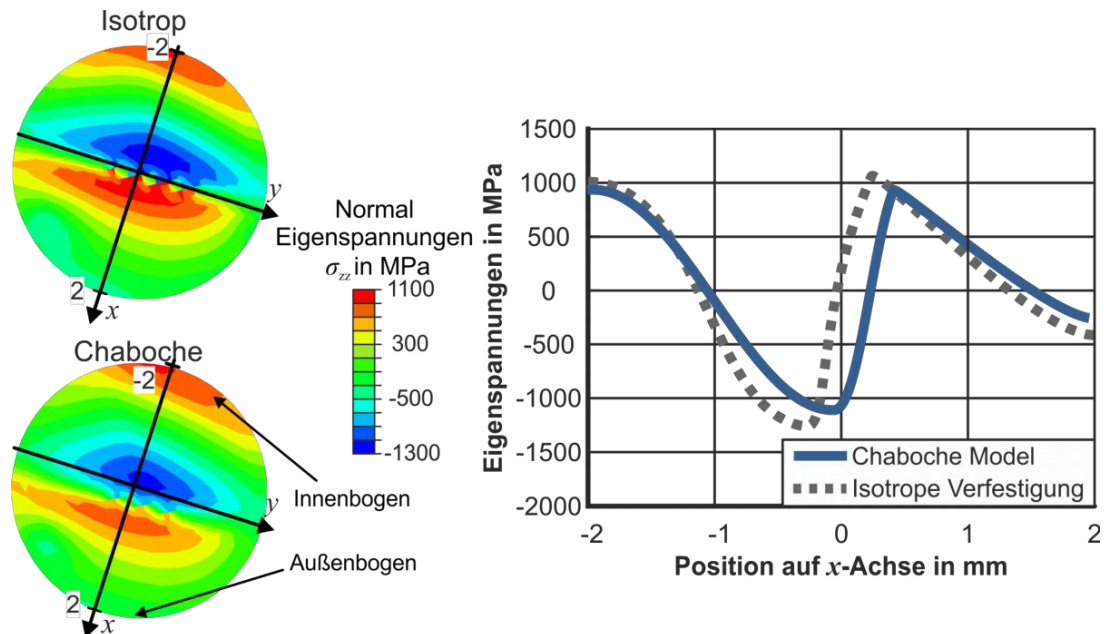


Abb. 9: Vergleich der Eigenspannungsverteilung im Drahtquerschnitt zwischen isotropen und Chaboche Verfestigungsmodell

Zusammenfassung

Das kombinierte isotrop-kinematische Verfestigungsmodell nach Lemaître und Chaboche (1990) wird verwendet, um die Umformhistorie von kaltgezogenen Drähten in FE-Simulationen zu berücksichtigen. Durch die Implementierung einer zusätzlichen initialen Rückspannung sowie nicht saturierenden Rückspannungsanteilen ist es möglich, die kinematischen Verfestigungsphänomene, die durch das Drahtziehen eingebracht werden, abzubilden. Für die Charakterisierung werden dazu neben Zugversuchen lediglich Druckversuche benötigt. Im Vergleich zur konventionellen isotropen Verfestigung wird die Qualität der numerischen Spannungsberechnungen im 3-Punkt-Biegeversuch um bis zu 80 % verbessert. Durch numerische Simulationen des Federwindeprozesses wird gezeigt, dass die Anisotropie, die aus dem Herstellungsprozess des Drahts resultiert, einen signifikanten Einfluss auf die Rückfederung und die Eigenspannungsentwicklung nimmt. Es ist zu erwarten, dass die anisotrope Verfestigung darüber hinaus auch einen Einfluss auf den Verzug bei dem Spannungsarmglühen der Federn hat. Eine weitere Verbesserung der Modellierung des Fließverhaltens gezogener Drähte könnte in Zukunft durch die zusätzliche Verwendung von Torsionsversuchen bei der Parameteridentifikation erreicht werden.

Danksagung

Wir bedanken uns bei der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AIF), dem Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz (BMWi) und der Forschungsvereinigung Stahlverformung (FSV) für die Unterstützung des Forschungsvorhabens „Entwicklung eines Modells zur Vorhersage der Geometrieänderung bei der Federherstellung“ (IGF 21490N).



Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages

Literaturverzeichnis

- [1] Baltov, A., Sawczuk, A., A rule of anisotropic hardening. *Acta Mech.* 1 (2), 81–92, 1965.
- [2] Schmitt, J.H, Aernoudt, E., Baudelet, B., Yield loci for polycrystalline metals without texture. *Mater. Sci. Eng.* 75 (1-2), pp. 13–20, 1985.
- [3] Bauschinger, J., Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und die Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmals wiederholte Beanspruchungen. *Mittheilungen aus dem Mechanisch-Technischem Laboratorium* 13, 1886.
- [4] Yoshida, F., Uemori, T., A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and work hardening stagnation. *Int. J. Plast.* 18 (5-6), pp. 661–686, 2002.
- [5] Aboozar, T., Ghaei, A., Green, D., Altenhof, W., Finite element simulation of springback for a channel draw process with draw bead using different hardening models. *Int. J. Mech. Sci.* 51 (4), pp. 314 – 325, 2009.
- [6] Kolpak, F., Hering, O., Tekkaya, A. E., Consequences of Large Strain Anisotropic Work-hardening in Cold Forging. *Int. J. Mater. Form.* 14, pp. 1463-1481, 2021
- [7] Lemaître, J., Chaboche, J.-L., *Mechanics of solid materials*, Cambridge University Press, 1990.

Segmentierung von Biegeformen als Grundlage für die Entwicklung von Transformer-Werkzeugen

Jonas Reuter^{1,a}, Apostolos Aslanidis¹ und Bernd Engel¹

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

^ajonas.reuter@uni-siegen.de

Keywords: Flexible Profile Bending, Flexible Profile Forming, Adjustable Forming Tools, Segmented Forming Tools, Transformer Tools

Abstract. The transformation of manufacturing technology from mass production to individualized production or individualized mass production requires agile and flexible processes on the part of forming technology [1]. To overcome the flexibility limitations of tool-bound processes, adjustable tools are needed. To this end, this paper presents a finite element (FE) simulation-based parameter study of the segmentation of bending tools in modified compression bending. The bending dies were segmented into a fixed number, and the inter-segment spacing, bending factor, and wall thickness factor are varied according to a full factorial experimental design. The effect of the segmentation is investigated based on strain contours, the histories of contact pressure, the histories of the longitudinal strains at the inner and outer arcs and based on the part geometry deviations from the geometry produced by conventional closed die surfaces. The main finding is that the (negative) effect of segmentation decreases with decreasing segment space and wall thickness factor and increases with increasing bending factor. Finally, these results were discussed in the light of the subordinate objective of the research project. The results allow us to conclude that the segmentation of bending dies, even for small bending radii, is a suitable approach to flexibilize bending processes through adjustable tools, so called transformer tools.

Einleitung und Stand der Forschung

Die Transformation der Fertigungstechnik von der Massenproduktion hin zur individualisierten Produktion bzw. individualisierten Massenproduktion erfordert seitens der Umformtechnik agile und flexible Prozesse [1]. Biegeprozesse mit kinematischer Gestalterzeugung wie bspw. das Drei-Rollen-Schubbiegen (DRSB) [2] oder das inkrementelle Schwenkbiegen (ISB) [3] besitzen eine inhärente Flexibilität hinsichtlich der mit einem einzigen Werkzeugsatz herstellbaren Bauteilgeometrien. Die Formgebung erfolgt durch die Werkzeugkinematik und den Profilver Schub, sodass die Bauteilgeometrie unabhängig von der Werkzeugkontur ist. Im Gegensatz dazu gibt die Werkzeugkontur in formgebundenen Biegeprozessen wie z.B. dem Rotationszugbiegen (RZB) oder dem Abrollbiegen (ARB) die Bauteilgeometrie vor [4]. Eben diese Formbindung bewirkt eine hohe Konturtreue und die Realisierbarkeit kleiner Biegeradien, ist jedoch nachteilig hinsichtlich der Flexibilität. Eine Änderung der Bauteilgeometrie oder die Reaktion auf Prozessschwankungen erfordern i.d.R. Werkzeuganpassungen.

Zur Flexibilisierung formgebundener Umformverfahren sind neuartige, verstellbare Werkzeuge notwendig. Die Oberflächenverstellung kann auf unterschiedlichen Skalen stattfinden und in entsprechende Flexibilitätslevel mit entsprechenden prozessbezogenen Auswirkungen kategorisiert werden, wie in [5] am Beispiel des Gesenkbiegens gezeigt ist. Beispielsweise können sehr kleine Oberflächenverstellungen im Flexibilitätslevel 1 von Hundertstel- bis Zehntelmillimeter die Kontaktdruckverteilung beeinflussen, in Erweiterung mit integrierter Sensorik und Regelalgorithmen sogar gezielt einstellen. Anwendungen und Untersuchungen hierzu sind insbesondere beim Tiefziehen zu finden. Flexible aktive oder

passive Niederhaltesysteme beeinflussen hier die Kontaktdruckverteilung und in der Konsequenz den Werkstofffluss [6], [7]. Sehr große Oberflächenverstellungen können im Flexibilitätslevel 3 zur Adaption der gesamten Werkzeugkontur genutzt werden. Dies kann sowohl initial vor dem Umformvorgang als auch während der Umformung in-process geschehen, wodurch der Umformpfad beeinflusst werden kann. Um diese Konturänderungen zu ermöglichen, bedarf es einer Auflösung der geschlossenen Werkzeugoberflächen. Hierzu entwickeln HEFTRICH et al. [8] eine systematische Methode. Basierend auf der numerisch berechneten Kontaktdruckverteilung beim RZB mit konventionell geschlossenen Oberflächen werden diejenigen Oberflächenbereiche identifiziert, die nicht oder nicht wesentlich zur Umformung beitragen. Es entstehen vereinfachte Werkzeuge, die sich aufgrund des gewonnenen Bauraums durch zusätzliche Verstellachsen auszeichnen. Dies ermöglicht die Erweiterung des bisher formgebundenen Verfahrens hin zu einem teilkinematischen Verfahren.

Andere Ansätze zur Flexibilisierung formgebundener Prozesse bestehen in der Diskretisierung formgebender Werkzeuge und werden in den Mehrpunkt-Umformverfahren (engl.: multi point forming, MPF) eingesetzt. Im Bereich der Blechumformung untersuchen einige Autoren die Konstruktion und Algorithmen zur Formerzeugung von rekonfigurierbaren Matrizen für das Streckziehen großflächiger Bauteile [9]–[12]. LI et al. [9], [10] stellen einen MPF-Prozess mit oberer und unterer Matrize jeweils bestehend aus einer Vielzahl von Stempeln vor. Sie untersuchen die sektionale Umformung zur Herstellung großer Bauteile, stellen die Möglichkeit zur Variation des Umformpfades heraus und entwickeln einen geschlossenen Regelkreis zur Kompensation der Rückfederung. Als wesentliche Bauteilfehler beim MPF identifizieren zahlreiche Autoren Falten, Grübchen und Formabweichungen als Resultat des lokalen, inhomogenen Werkzeugkontaktes [9]–[15]. Zur Eindämmung dieser Charakteristika werden Zwischenschichten aus bspw. Polyurethan [9]–[14] zwischen Werk- und Halbzeug oder schwenkbare, flächige Stempelköpfe [15] verwendet, was zudem eine bessere Konturtreue bewirkt. Die Bauteilfehler können durch Werkzeug- und Prozessparameter beeinflusst werden, wobei aus der Literatur folgende Zusammenhänge bekannt sind: Die Stempeldichte, Stempelgröße (Durchmesser) und der Radius des Stempelkopfes beeinflussen das Umformergebnis. Aus numerischen und experimentellen Versuchen sowie einer statistischen Versuchsplanung und -auswertung ist bekannt, dass Stempelgröße und -radius einen signifikanten Einfluss auf die Falten, Blechdickenvariation und Formabweichung haben [12]. Je höher die Stempeldichte und je größer die Stempelradien sind, desto geringer ist die Ausprägung von Grübchen und desto kleiner ist die Formabweichung [13]. Die Geometrie des Stempelkopfes ist von untergeordneter Bedeutung, wie gemäß [16] durch Vergleiche von halbkugelförmigen und sattelförmigen Stempelköpfen bei ansonsten vergleichbaren Flächenabmessungen der Stempel deutlich wird. CAI et al. [11] entwickeln sichere Prozessfenster für die falten- und grübchenfreie Umformung für das MPF großflächiger, sphärischer und sattelförmiger Bauteile. Die Prozessfenster beinhalten die Flächenabmessung des Blechhalbzeugs, die Blechdicke, den Bauteilradius sowie die Grenzkraft pro Stempel, ab der Grübchenbildung (1% Dehnung in Dickenrichtung) auftritt. Ähnliche Erkenntnisse wie beim MPF in der Blechumformung finden sich auch im Bereich der Profillumformung. Ein zusätzlicher Bauteilfehler ist hier die Querschnittsdeformation. LIN et al. [17] zeigen, dass beim Mehrpunkt-Streckbiegen von offenen Aluminiumprofilen mit großen Biegeradien die Formabweichung mit einer Erhöhung der Anzahl an Werkzeugsegmenten reduziert werden kann. LIANG et al. [18] stellen heraus, dass die Querschnittsdeformation von Aluminiumprofilen mit Rechteckquerschnitt beim Mehrpunkt-Streckbiegen mit zunehmendem Biegewinkel zunimmt. LIU et al. [19] applizieren das MPF auf den Gesenkbiegeprozess von stranggepressten, geschlossenen Aluminiumprofilen. Sie finden heraus, dass sich die Grübchenbildung mit zunehmender Größe der Matrizenstempel sowie der Verwendung einer Zwischenschicht aus Federstahl verringert. Weiterhin stellen sie heraus, dass durch eine

Variation des Umformpfades die Querschnittsdeformation beeinflusst werden kann und somit auch kleinere Biegeradien realisiert werden können.

Ziel, Umfang und Vorgehensweise

Zur Flexibilisierung von formgebundenen Biegeprozessen hin zu teilweise kinematischen Prozessen sind verstellbare Werkzeuge erforderlich. MPF-Verfahren besitzen durch ihre rekonfigurierbaren Werkzeugsysteme eine hohe Flexibilität und können den Prozess z.B. durch Variation des Umformpfades positiv beeinflussen. Die Verfahrensentwicklung erfolgte bisher jedoch nur für großflächige Bauteile bzw. große Biegeradien. Bauteilfehler als Konsequenz des lokalen, inhomogenen Werkzeugkontaktes sind typisch für diese Prozesse. Soweit uns bekannt ist, existiert keine Gestaltungsmethode für solch segmentierte Oberflächen hinsichtlich der Segmentgeometrie und der ertragbaren Spalte in Abhängigkeit der Halbzeugeigenschaften und der vorherrschenden Randbedingungen. Dies gilt insbesondere für das Profilbiegen von engen Biegeradien. Fernziel des laufenden Forschungsprojektes, aus dem die Inhalte dieses Beitrags hervorgingen, ist daher die Erforschung einer Gestaltungsmethode für segmentierte Oberflächen und Mechanismen zur Änderung dieser Oberflächen durch in-situ Verstellungen.

In diesem Beitrag wird als Teilschritt hierzu eine simulationsgestützte Parameterstudie zur Segmentierung von Biegeformen präsentiert. Dazu werden die Biege- und Wanddickenfaktoren sowie die Segmentabstände systematisch variiert. Die Auswertung fokussiert die Phänomene hinsichtlich der Bauteileigenschaften, die im Vergleich zur konventionell geschlossenen Oberfläche durch die Segmentierung hervorgerufen werden. Abschließend werden die Ergebnisse im Gesamtkontext des vorliegenden Forschungsprojektes diskutiert.

Aufbau eines FE-Simulationsmodells

Ein modifiziertes Abrollbiegen (siehe Abb. 1 links) dient in diesem Beitrag als Prozessbeispiel. Es handelt sich um ein formgebundenes Biegeverfahren, bei dem der Biegeradius R durch die Biegeform vorgegeben wird. Das Biegemoment wird durch die Biegerolle aufgebracht, die mit einem Anfangshebelarm a in einer Kreisbahn um das Zentrum der Biegeform rotiert, und durch den Gegenhalter abgestützt.

Zur Approximation der in Rohrzugversuchen in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 an nahtlosgezogenen Rundrohren mit einem Außendurchmesser von 30 mm ermittelten Fließkurven wird der Approximationsansatz nach El-Magd [20] verwendet, siehe Gleichung 1. Mit diesem Ansatz gelingt es, den durch die Lüdersdehnung bedingten charakteristischen Verlauf der Fließkurven hinreichend genau abzubilden. Die Parameter wurden durch Kurvenfitting mittels der kleinsten Fehlerquadratmethode zu $C_1=271,0$; $C_2=385,2$; $C_3=157,6$; $C_4=0,05$; $n=1,07$ bestimmt. Abb. 1 zeigt rechts die aus den Zugversuchen ermittelten Fließkurven und die Approximierte.

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

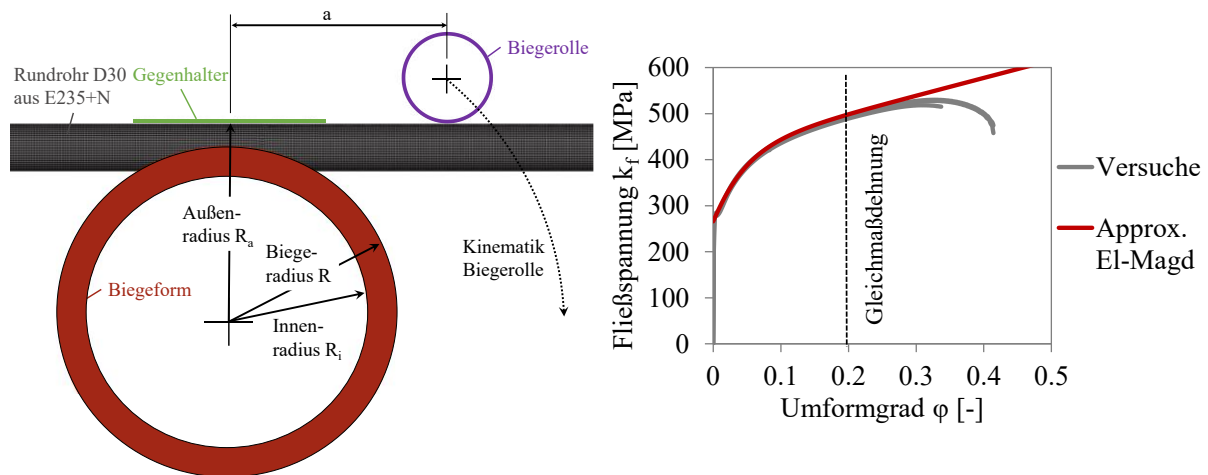


Abb. 1. links: Schematische Darstellung des modifizierten Abrollbiegens; rechts: Fließkurvenapproximation mit dem Ansatz nach El-Magd [20] im Vergleich zu den in Rohrzugversuchen in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 an Rundrohren mit einem Außendurchmesser von $D = 30$ mm und einer nominellen Wanddicke von $t = 3,0$ mm ermittelten Fließkurven

Es wurden FE-Simulationsmodelle für den expliziten Gleichungslöser LS-DYNA R12.0.0 erstellt. Die Werkzeuge sind mit Schalenelementen mit einer nominellen Elementkantenlänge von 0,8 mm diskretisiert und als starre Körper modelliert (*MAT_RIGID). Das Halbzeug ist mit vollintegrierten Schalenelementen (ELFORM=16 in *SECTION_SHELL) mit 5 Integrationspunkten über der Dicke und einer nominellen Elementkantenlänge von 1,5 mm diskretisiert. Die Kontakte zwischen den Werkzeugen und dem Halbzeug werden über die *CONTACT_FORMING_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE Karte abgebildet. Der coulomb'sche Reibkoeffizient zwischen Rohrhalbzeug und Biegeform sowie zwischen Rohrhalbzeug und Gegenhalter wird zu 0,1 gesetzt. Die Biegerolle ist im Realprozess rollend gelagert, was nicht im Modell abgebildet ist. Um dem geringen Rollwiderstand dennoch Rechnung zu tragen, wird der Reibkoeffizient zwischen Biegerolle und Halbzeug zu Null gesetzt.

Als Materialmodell für den Halbzeugwerkstoff E235 +N wird ein elastisch-plastisches v. Mises Material mit isotroper Verfestigung (*MAT_024) eingesetzt. Die Fließkurve (siehe Abb. 1 rechts) ist als Tabelle mit äquidistanten Stützstellen hinterlegt.

Parameterstudie zur Segmentierung von Biegeformen

Die folgenden Untersuchungen zur Segmentierung der Biegeform werden simulationsgestützt durchgeführt. Für drei Biegefaktoren $B = R/D$ und drei Wanddickenfaktoren $W = D/t$ wird die Biegeform in eine gleichbleibende Anzahl an Segmenten segmentiert und der Segmentspalt von 0 mm bis 9 mm variiert, wobei der Segmentspalt von Null die geschlossene Oberfläche beschreibt. Der Außendurchmesser des Rohres von $D = 30$ mm wird beibehalten, sodass die Variation der Biege- und Wanddickenfaktoren aus den Variationen der Wanddicken und der Biegeradien resultieren. Es wird kein Biegedorn verwendet. Abb. 2 veranschaulicht die Segmentierung und zeigt die insgesamt durchgeführten Simulationsvarianten.

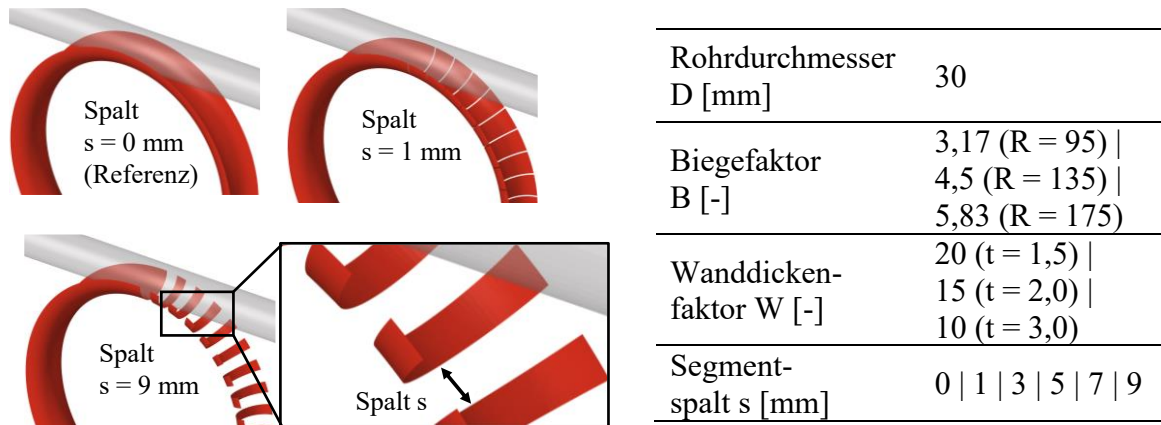


Abb. 2. links: Segmentierung der Biegeform; rechts: Durchgeführte Variationen

Im Folgenden sind zunächst anhand ausgewählter Biegeaufgaben Phänomene beschrieben, die die Segmentierung der Biegeform verursacht. Abb. 3 vergleicht oben die v. Mises Vergleichsdehnung im Längsschnitt für unterschiedliche Segmentabstände.

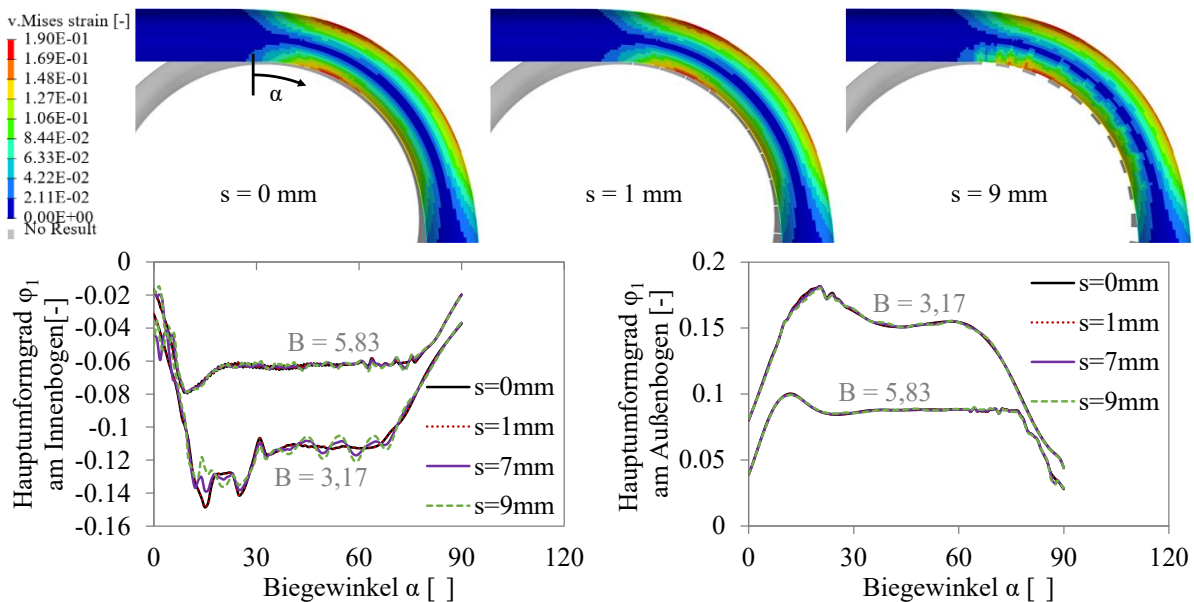


Abb. 3. oben: Vergleich der v. Mises Dehnungen aus der FE-Simulation des modifizierten Abrollbiegens mit einem Biegefaktor von $B = 3,17$ und einem Wanddickenfaktor von $W = 10$ im Längsschnitt; unten: Vergleich der Hauptdehnungen am Innen- und Außenbogen für unterschiedliche Segmentabstände bei $B = 3,17$ | $5,83$ und $W = 10$.

Zwischen der geschlossenen Oberfläche und einem Segmentspalt von $s = 1$ mm sind keine nennenswerten Unterschiede erkennbar. Es ist jedoch deutlich zu sehen, dass die Dehnungsverteilung bei einem Segmentspalt von $s = 9$ mm inhomogener im Vergleich zur geschlossenen Oberfläche ist. Dies trifft insbesondere auf die Umgebung der dehnungsneutralen Faser und den Innenbogen zu. Letzteres bestätigt sich durch die Verläufe der Hauptdehnungen entlang des Innenbogens (Abb. 4, unten links). Für den Biegefaktor $B = 3,17$ ist ersichtlich, dass diese mit zunehmendem Segmentspalt merklich von der Referenz abweichen. Im Anfangsbereich bei den Biegewinkeln von ca. $10^\circ - 30^\circ$ sind die Abweichungen besonders markant. Mit zunehmendem Biegewinkel und Segmentspalt oszillieren die Hauptdehnungsverläufe sinusförmig um den der Referenz. Abermals sind bei einem Segmentspalt von 1 mm – für diese Biegeaufgaben – keine nennenswerten Unterschiede im Vergleich zur Referenz erkennbar. Weiterhin ist zu sehen, dass diese Phänomene bei einem

Biegefaktor von $B = 5,83$ weitaus weniger ausgeprägt sind. Die markanten Abweichungen für kleine Biegewinkel treten hier nicht auf und die oszillierenden Kurvenverläufe für größere Biegewinkel besitzen kleinere Amplituden. Ferner hat die Segmentierung einen vernachlässigbaren kleinen Einfluss auf den Verlauf der Hauptdehnungen am Außenbogen, wie in Abb. 3 rechts offensichtlich ist.

Es ist zu erwarten, dass die zuvor beschriebenen Einflüsse der Segmentierung auf das Umformverhalten auch auf die Bauteilgeometrie wirken. Daher sind nachfolgend die Bauteilgeometrien für ausgewählte Biegeaufgaben verglichen. Für die Geometrievergleiche wird der belastete Zustand, d.h. der Zustand mit zugestellter Biegerolle am Ende der Biegung, ausgewählt. Dies ermöglicht, die durch die Segmentierung hervorgerufenen Effekte, z.B. die lokalen Deformationen am Innenbogen, isoliert herauszustellen. Diese sind für den belasteten Fall dann nicht durch überlagerte globale Bauteilrückfederungen, die wiederum für unterschiedliche Segmentierungen verschieden sein können, verzerrt.

Die Bauteilgeometrien wurden aus der Simulation als stl-Datei exportiert. Mittels der GOM INSPECT SUITE 2020 Software wurden Flächenvergleiche erstellt, die in Abb. 4 exemplarisch für eine Biegeaufgabe und unterschiedliche Segmentabstände dargestellt sind. Das Bauteil, welches mittels geschlossener Biegeform ($s = 0$ mm) hergestellt wurde, ist jeweils die Referenz.

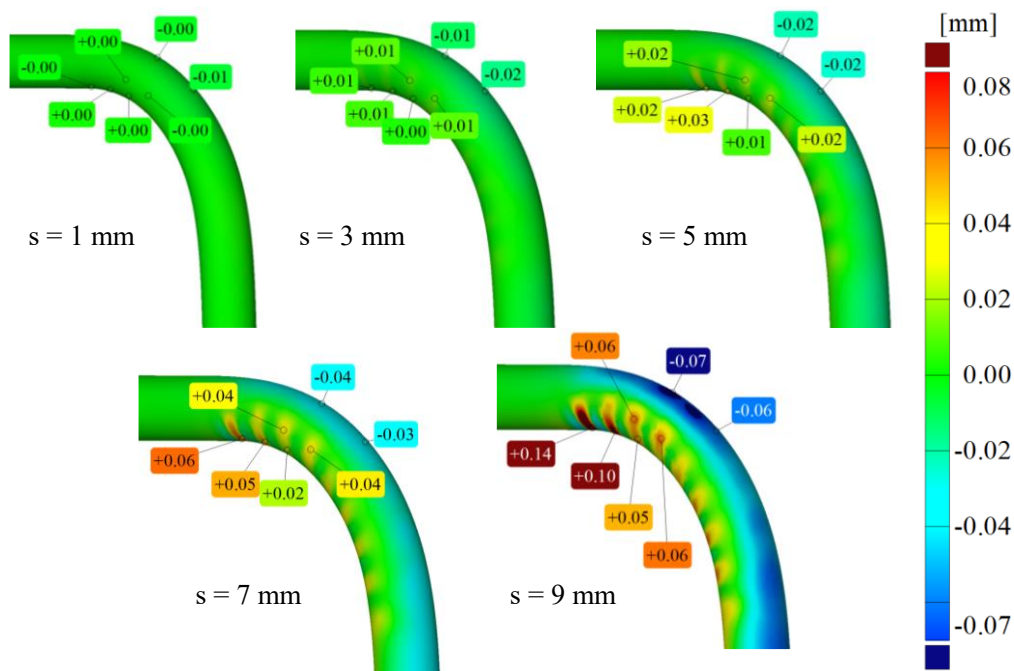


Abb. 4. Flächenabweichungen der Biegegeometrien für unterschiedliche Segmentabstände bei einem Biegefaktor von $B = 3,17$ und einem Wanddickenfaktor von $W = 10$

Für einen Segmentspalt von $s = 1$ mm und $s = 2$ mm sind keine nennenswerten Geometrieabweichungen zur Referenz zu verzeichnen. Ab einem Segmentspalt von $s = 5$ mm sind erste Abdrücke der Segmente in Umfangsrichtung in der unteren Hemisphäre des Rohrquerschnitts sowie ein Einfall am Außenbogen zu sehen, wenngleich sie mit Beträgen von maximal 0,03 mm klein sind. Diese Phänomene werden mit zunehmendem Segmentspalt charakteristischer. Für $s = 9$ mm sind schließlich maximale Flächenabweichungen von 0,14 mm im Anfangsbereich des Innenbogens, d.h. bei kleinen Biegewinkeln, vorhanden. Bei größeren Biegewinkeln drücken die Segmente seitlich und nicht mehr am Innenbogen in den Rohrquerschnitt.

Dies lässt sich auch in den Kontaktdrücken erkennen, deren Verläufe entlang des Innenbogens und entlang des Biegeradius in Abb. 5 für unterschiedliche Segmentspalte für einen Wanddickenfaktor und zwei Biegefaktoren dargestellt sind. Im Anfangsbereich kontaktiert das Rohr große Teile der halbumfänglichen Biegekavität, jedoch nicht den Bereich in der unmittelbaren Umgebung des Biegeradius. Die maximalen Kontaktdrücke befinden sich im Grund der Kavität am Innenbogen. Mit größer werdendem Biegewinkel reduziert sich der Kontaktdruck am Innenbogen bis auf null, sodass sich ab einem Biegewinkel von ca. 20° für $B = 3,17$ bzw. von ca. 11° für $B = 5,83$ nur noch seitliche Flächen im Kontakt mit dem Halbzeug befinden.

Mit größer werdendem Segmentspalt werden die dargestellten Kontaktdruckverläufe insgesamt inhomogener und weisen größere Maximalwerte auf. Diese Phänomene sind für den Biegefaktor $B = 3,17$ ausgeprägter als für $B = 5,83$. Weiterhin sind die Maximalwerte der Kontaktdrücke für $B = 3,17$ größer als für $B = 5,83$.

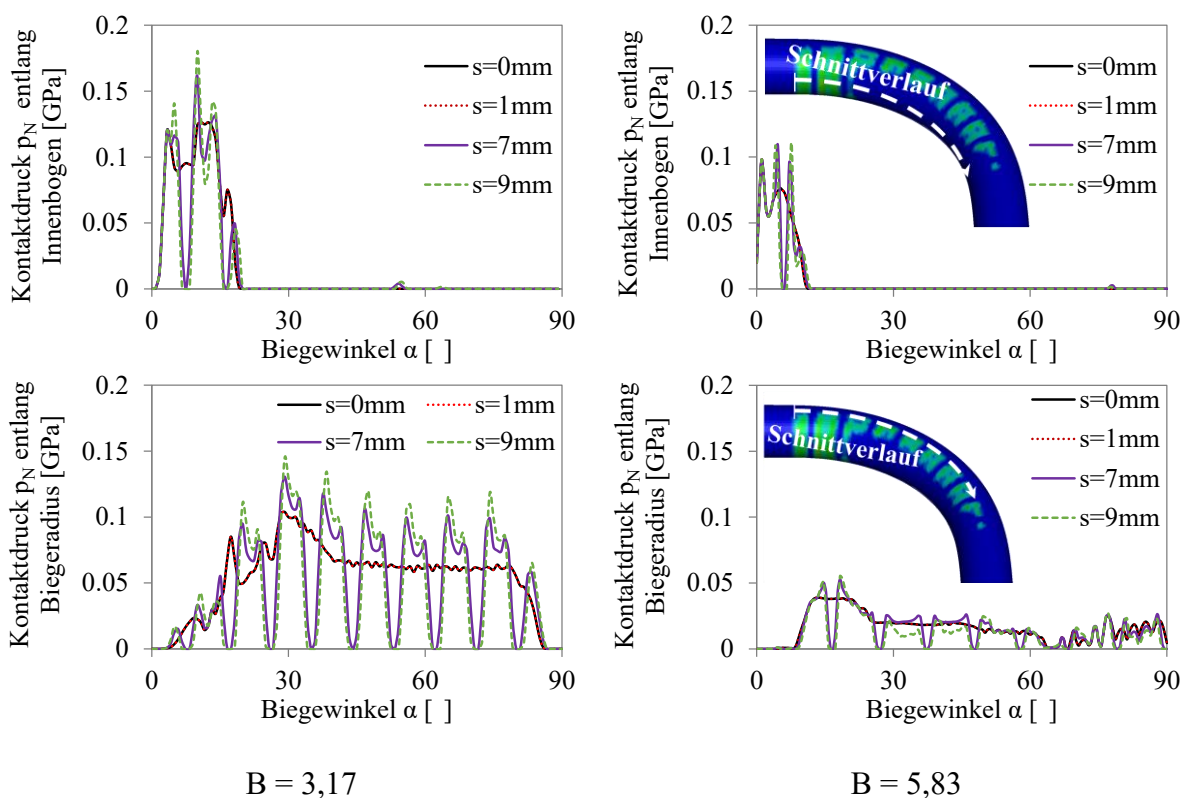


Abb. 5. Kontaktdruckverläufe entlang des Innenbogens (oben) und entlang des Biegeradius (unten) für unterschiedliche Segmentspalte, für einen Wanddickenfaktor von $W = 10$ und für die Biegefaktoren $B = 3,17$ (links) und $B = 5,83$ (rechts)

Bei allen Flächenvergleichen der in Abb. 2 rechts beschriebenen Variationen stellte sich der Anfangsbereich des Innenbogens als derjenige mit den größten Flächenabweichungen heraus, vgl. auch Abb. 4. Um die Abhängigkeit der lokalen Segmenteindrücke vom Segmentspalt und von den Biege- und Wanddickenfaktoren nun für alle Variationen aufzuzeigen, wurde in jedem Flächenvergleich dieser Maximalwert extrahiert und über dem Segmentspalt aufgetragen, siehe Abb. 6. Mit zunehmendem Biegefaktor und abnehmendem Wanddickenfaktor je Biegefaktor werden die Abweichungen kleiner.

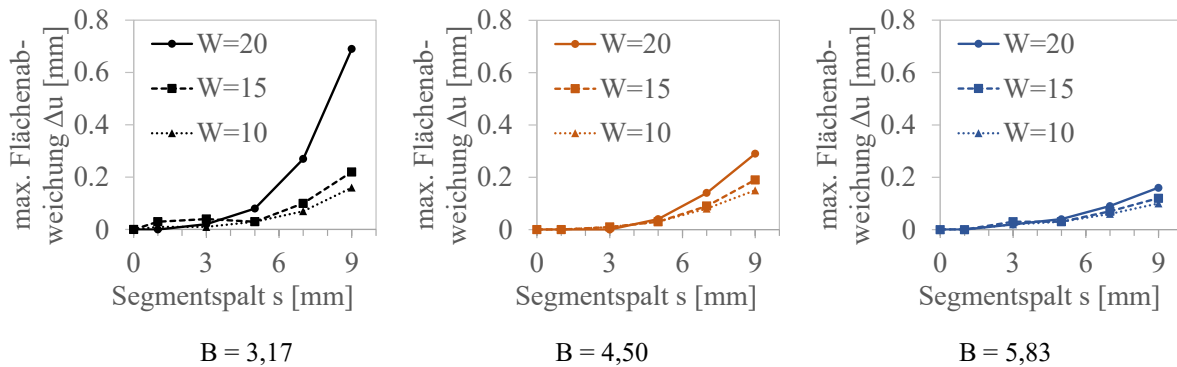


Abb. 6. Vergleich der maximalen Flächenabweichung Δu am Innenbogen in Abhängigkeit vom Segmentspalt s für unterschiedliche Biege- und Wanddickenfaktoren.

Diskussion der Ergebnisse im Kontext der übergeordneten Zielsetzung

Die übergeordnete Motivation des zugrundeliegenden Forschungsprojektes ist die Flexibilisierung von formgebundenen Biegeverfahren hin zu teilweise kinematischen Verfahren durch aktive Konturänderungen der formgebenden Wirkflächen. Hierzu werden Methoden zur Auflösung von Werkzeugoberflächen, z.B. durch Segmentierungen, und zur in-situ Verstellung dieser Oberflächen erforscht.

Die Ergebnisse dieses Beitrags legen dar, dass die Segmentierung von Biegeformen bei formgebundenen Prozessen für die hier untersuchten Biegeaufgaben grundsätzlich möglich ist. Kleine Segmentabstände verursachen vernachlässigbar kleine Auswirkungen in Bezug auf die Dehnungsverteilung, die Kontaktdruckverteilung und in der Konsequenz auf die Geometrie. Größere Segmentabstände, größere Wanddickenfaktoren und kleinere Biegefaktoren verursachen ausgeprägtere Phänomene.

Vor dem Hintergrund des Forschungsstands zum lateralen Eindrücken von einzelnen Segmenten in Rundrohre erscheinen die Ergebnisse konsistent. Die Kontaktfläche wird mit zunehmendem Segmentspalt kleiner, sodass die Kontaktdrücke bei gleichzeitig durch die Biegegeometrie vorgegebenem Biegemoment steigen. Der Querschnitt muss somit einen lokal höheren Eindrückwiderstand aufbringen. Dieser hängt bei Rundrohren signifikant von den Randbedingungen (Zug, Druck, etc.), denen das Rohr ausgesetzt ist, und vom Wanddickenfaktor ab [21]. Die Randbedingungen sind beim hier betrachteten Prozess in Form der Längsdehnung gemäß $\epsilon = y/R$ durch den Biegefaktor bzw. den Biegeradius bestimmt. Die Längsdehnung einer Faser im Abstand y zur dehnungsneutralen Faser berechnet sich aus dem Verhältnis dieses Abstands und dem Biegeradius. Größere Biegeradien bewirken somit antiproportional zum Radius kleinere Biegedehnungen.

Für die Erforschung einer Gestaltungsmethode für segmentierte Oberflächen müssen die Wirkzusammenhänge zwischen Oberflächenparameter, Halbzeugeigenschaften und Randbedingungen in zukünftigen Arbeiten grundlegend charakterisiert und modelliert werden.

Eine Verstellung der Biegeform ist grundsätzlich vorstellbar. Auf Grundlage der gezeigten Ergebnisse wäre eine gleichmäßige radiale Verstellung der Segmente möglich, um mit einem Werkzeug mehrere Biegeradien abzubilden. Beim radialen Aufweiten würde sich der Segmentspalt zwar vergrößern, aber aufgrund des größeren Biegeradius kleinere Auswirkungen auf das Biegeergebnis ausüben. Ebenso ist es vorstellbar, mittels der segmentierten Biegeformen über den Biegewinkel veränderliche Radien abzubilden. Ggf. kann hierzu eine Variation des Umformpfades durch eine in-process Verstellung der Segmente dem Umformergebnis zuträglich sein, wie bspw. in der Literatur für das MPF großflächiger Bauteile berichtet wird [9], [10].

Zur Realisierung der dargelegten Konzepte bedarf es einer Werkzeugstruktur, die die Prozesslasten aufnimmt und gleichzeitig in der Lage ist, die definierten Segmentbewegungen durch Bewegungsmechanismen mit integrierter Aktuatorik zu induzieren. Neben der dafür notwendigen Entwicklung und Integration von Sensorik, Aktuatorik, Regelung und der Entwicklung von Fertigungsmethoden sind zunächst mechanistische Fragestellungen hinsichtlich eben dieser Werkzeugstruktur zu erforschen. In der gemeinsamen Forschung widmet sich unser Projektpartner der Fragestellung, wie sich das algorithmische Auffinden eines veränderlichen Stabwerkdesigns mittels gemischt ganzzahliger Optimierung (engl.: mixed integer programming, MIP) modellieren lässt. Das Ergebnis ist eine Methode, veränderliche Stabwerkstrukturen zu entwerfen, die ihre geometrische Form ändern können und gleichzeitig dem Lastkollektiv aus dem Umformprozess standhalten, sog. Transformer-Werkzeuge. Der MIP-Optimierungsansatz vereint folglich Topologieoptimierung und die Optimierung von Bewegungsmechanismen. Für nicht bewegliche Stabwerke existiert bereits eine Designmethode basierend auf MIP [22]. Diese wird im Projektverlauf auf Biegeformen appliziert und der entstehende Stabwerksentwurf wird bis zum Prototyp entwickelt werden.

Zusammenfassung

Dieser Beitrag präsentiert eine simulationsgestützte Parameterstudie zur Segmentierung von Biegeformen beim modifizierten Abrollbiegen. Die Biegeformen werden in eine festgelegte Anzahl an Segmenten unterteilt und der Segmentspalt sowie die Biege- und Wanddickenfaktoren in einem vollfaktoriellen Versuchsplan variiert. Die Auswirkungen der Segmentierungen auf die Dehnungsverteilungen, die Kontaktdruckverteilungen und die Bauteilgeometrien werden für ausgewählte Biegeaufgaben untersucht und beschrieben. Anschließend erfolgt ein Vergleich der durch die Segmentierung verursachten lokalen Eindrücke am Innenbogen in Abhängigkeit vom Segmentspalt für unterschiedliche Biege- und Wanddickenfaktoren. Abschließend werden die Ergebnisse im Kontext der übergeordneten Zielsetzung des Forschungsprojektes diskutiert.

Mit größer werdendem Segmentspalt resultiert für eine ausgewählte Biegeaufgabe eine inhomogenere Dehnungsverteilung sowie eine inhomogenere Kontaktdruckverteilung mit größeren Maximalwerten. Diese spiegeln sich gleichsam in Geometrieabweichungen im Vergleich zum Bauteil, welches mit konventionell geschlossener Biegeform hergestellt wird, wider. Mit zunehmendem Segmentspalt nehmen der Einfall am Außenbogen und die lokalen Eindrücke der segmentierten Werkzeugkavität zu. Diese Phänomene sind umso ausgeprägter, je größer der Wanddickenfaktor ist und je kleiner der Biegefaktor ist. Die Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass eine Segmentierung von Biegeformen für die hier betrachteten Biegeaufgaben mit moderaten Auswirkungen auf die Bauteilgeometrie möglich ist. Sie liefern den Ausgangspunkt für die Entwicklung von Gestaltungsmethoden für Segmentierungen, von Mechanismen zur Veränderung dieser Oberflächen und die Entwicklung von Transformer-Werkzeugen.

Funding Acknowledgement

Der vorliegende Beitrag stellt einen Auszug der Arbeiten zu einem Forschungsprojekt, gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) – Projektnummer 509709804, dar.

Literaturverzeichnis

- [1] D. . ang et al., “Flexibility in metal forming,” *CIRP Annals*, vol. 67, no. 2, pp. 743–765, Jan. 2018, doi: 10.1016/j.cirp.2018.05.004.
- [2] S. Groth, “Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen,” Universität Siegen, Siegen, 2020.
- [3] P. Frohn-Sörensen, B. Mašek, M. F.-X. Wagner, K. Rubešová, O. Khalaj, and B. Engel, “Flexible manufacturing chain with integrated incremental bending and Q-P heat treatment for on-demand production of AHSS safety parts,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 275, p. 116312, Jan. 2020, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2019.116312.
- [4] S. A. Tronvoll, J. Ma, and T. Welo, “Deformation behavior in tube bending: a comparative study of compression bending and rotary draw bending,” *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 124, no. 3, pp. 801–816, Jan. 2023, doi: 10.1007/s00170-022-10433-7.
- [5] C. Kuhnhen, J. Knoche, J. Reuter, S. S. Hassan Al-Maeni, and B. Engel, “Hybrid tool design for a bending machine,” *Procedia CIRP*, vol. 99, pp. 370–374, Jan. 2021, doi: 10.1016/j.procir.2021.03.052.
- [6] E. Doege and L.-E. Elend, “Design and application of pliable blank holder systems for the optimization of process conditions in sheet metal forming,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 111, no. 1, pp. 182–187, Apr. 2001, doi: 10.1016/S0924-0136(01)00506-4.
- [7] T. agami, K. Manabe, M. ang, and H. Koyama, “Intelligent sheet stamping process using segment blankholder modules,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 155–156, pp. 2099–2105, Nov. 2004, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.144.
- [8] C. Heftrich, R. Steinheimer, and B. Engel, “Rotary-draw-bending using tools with reduced geometries,” *Procedia Manufacturing*, vol. 15, pp. 804–811, Jan. 2018, doi: 10.1016/j.promfg.2018.07.410.
- [9] M. Z. Li, Z. . Cai, Z. Sui, and Q. G. an, “Multi-point forming technology for sheet metal,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 129, no. 1, pp. 333–338, Oct. 2002, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00685-4.
- [10] M.-Z. Li, Z.- . Cai, and C.-G. Liu, “Flexible manufacturing of sheet metal parts based on digitized-die,” *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 23, no. 1, pp. 107–115, Feb. 2007, doi: 10.1016/j.rcim.2005.09.005.
- [11] Z.- . Cai, S.-H. Wang, and M.-Z. Li, “Numerical investigation of multi-point forming process for sheet metal: wrinkling, dimpling and springback,” *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 37, no. 9, pp. 927–936, Jun. 2008, doi: 10.1007/s00170-007-1045-5.
- [12] M. Abosaf, K. Essa, A. Alghawail, A. Tolipov, S. Su, and D. Pham, “Optimisation of multi-point forming process parameters,” *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 92, no. 5, pp. 1849–1859, Sep. 2017, doi: 10.1007/s00170-017-0155-y.
- [13] S. Wang, Z. Cai, and M. Li, “Numerical investigation of the influence of punch element in multi-point stretch forming process,” *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 49, no. 5, pp. 475–483, Jul. 2010, doi: 10.1007/s00170-009-2420-1.
- [14] 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*, vol. 234, no. 3, pp. 453–462, Feb. 2020, doi: 10.1177/0954405419875334.

- [15] N. Selmi and H. BelHadjSalah, “Ability of the flexible hydroforming using segmented tool,” *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 89, no. 5, pp. 1431–1442, Mar. 2017, doi: 10.1007/s00170-016-9160-9.
- [16] V. Paunoiu, P. Cekan, E. Gavan, and D. Nicoara, “Numerical Simulations in Reconfigurable Multipoint Forming,” *Int J Mater Form*, vol. 1, no. 1, pp. 181–184, Apr. 2008, doi: 10.1007/s12289-008-0021-4.
- [17] 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*, vol. 2018, p. e1095398, May 2018, doi: 10.1155/2018/1095398.
- [18] J. Liang, . Liao, . Li, and C. Liang, “Study on the Influence of Bending Angle of Multipoint Stretch-Bending of Profiles on Section Distortion of Parts,” *Mathematical Problems in Engineering*, vol. 2020, p. e1975805, Feb. 2020, doi: 10.1155/2020/1975805.
- [19] X. Z. Liu, C. G. Liu, . ao, and X. G. Zhang, “Numerical Analysis for Multi-Point Forming of Aluminum Alloy Profile,” *Advanced Materials Research*, vol. 1035, pp. 128–133, 2014, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.1035.128.
- [20] E. El-Magd, C. Treppman, and M. Korthäuer, “Description of flow curves over wide ranges of strain rate and temperature,” *International Journal of Materials Research*, vol. 97, no. 10, pp. 1453–1459, Oct. 2006, doi: 10.3139/146.101390.
- [21] T. Wierzbicki and M. S. Suh, “Indentation of tubes under combined loading,” *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 30, no. 3, pp. 229–248, Jan. 1988, doi: 10.1016/0020-7403(88)90057-4.
- [22] C. Reintjes, *Algorithm-Driven Truss Topology Optimization for Additive Manufacturing*. Wiesbaden: Springer Fachmedien, 2022. doi: 10.1007/978-3-658-36211-9.

Verfahrensentwicklung 3D Schwenkbiegen

Michael Schiller^{1,a}, Peter Frohn-Sörensen¹ und Bernd Engel¹

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

^amichael.schiller@uni-siegen.de

Keywords: 3D-Schwenkbiegen, Biegen, Leichtbau, querschnittsangepasst, belastungsangepasst, Umformtechnik, Flexibilität, Skalierbarkeit

Abstract. Im Zuge der Individualisierung wird sich die Massenproduktion zu einer personalisierten Produktion verändern, mit zum Teil geringeren Losgrößen bei erheblicher Zunahme von Varianten. Daraus formulieren sich Forderungen nach Flexibilität in der Fertigungstechnik. Das Schwenkbiegen eignet sich als flexibles und werkzeugarmes Verfahren zur Herstellung variabler Querschnittsgeometrien. Die für das 3D Schwenkbiegen entwickelte Fertigungstechnik erweitert die Anwendungsmöglichkeiten des Basisverfahrens erheblich, indem sie die Herstellung nichtlinearer, dreidimensionaler Biegekanten zur Herstellung querschnittsvariabler und belastungsangepasster Bauteile ermöglicht. Derartige Bauteile finden sich häufig in Entwicklungen für Karosserie- und Strukturbauteile, z. B. in der Automobil- und Luftfahrtindustrie. Das Verfahren ist skalierbar und damit auf die Verarbeitung variabler Werkstückgeometrien, Werkstoffe und Rückfederungsverhalten einstellbar. Im vorliegenden Paper wird ein Verfahrensüberblick gegeben und das Arbeitsdiagramm der Fertigungstechnik 3D Schwenkbiegen vorgestellt, welches zur Bewertung und Auslegung künftiger Geometrien herangezogen werden kann.

Einführung und Motivation

Die Anforderungen an die Fertigungsverfahren im Rahmen des Megatrends Individualisierung, insbesondere an die Umformverfahren, sind Skalierbarkeit, flexible Werkzeugherstellung, schnelles Rüsten und schneller Produktwechsel [1]. Die Skalierbarkeit bezieht sich auf die Bauteilgeometrie, Werkstoffe und Losgrößen.

In der Automobilindustrie werden Karosserieteile mit Fertigungstechniken hergestellt, die für die Massenproduktion ausgelegt sind. Mittlere und kleinere Losgrößen können von den Automobilzulieferern mit starren Fertigungsverfahren und Produktionssystemen mit unflexiblen Kapazitäten oft nur unwirtschaftlich produziert werden.

Eine eigens durchgeführte Umfrage [1], die speziell bei Zulieferern von Blechteilen im Jahr 2021 durchgeführt wurde, zeigt dass die durchschnittliche jährliche Losgröße um die 100.000 Bauteile je Artikel beträgt, vgl. Abb. 1. Von den befragten Unternehmen sind 60 % KMU mit einer Größe von weniger als 250 Mitarbeitern. Dabei haben die Unternehmen < 500 "lebende" Bauteile. „Kritische“ jährliche Losgrößen liegen bei < 100.000 Teilen. Unter 50.000 Bauteilen können die befragten Unternehmen kaum noch wirtschaftlich produzieren. Begrenzende Faktoren für die wirtschaftliche Produktion kleinerer Stückzahlen sind die Rüst- und Werkzeugkosten. Die Mehrheit der KMU-Zulieferer nutzt die Folgeverbund-Fertigung.

Der Marktbedarf und auch das Marktangebot branchenübergreifender Produkte werden zunehmend individueller. Kundenindividualität ist ein treibendes Verkaufsargument.

Bezugnehmend auf die Automobilindustrie ist zu beobachten, dass im Zeitraum 1990 bis 2014 bei gleichbleibendem Niveau der Gesamtzulassungen das Modellangebot in Deutschland um 348,51 % gestiegen ist. Dies liegt darin begründet, dass die Automobilhersteller ihr Fahrzeugportfolio konsequent um neue Segmente und Karosserieformen erweitert haben [2]. Es ist zu erwarten, dass die begonnene E-Mobilität nach anfänglicher Massenproduktion eine ähnliche Entwicklung nimmt.

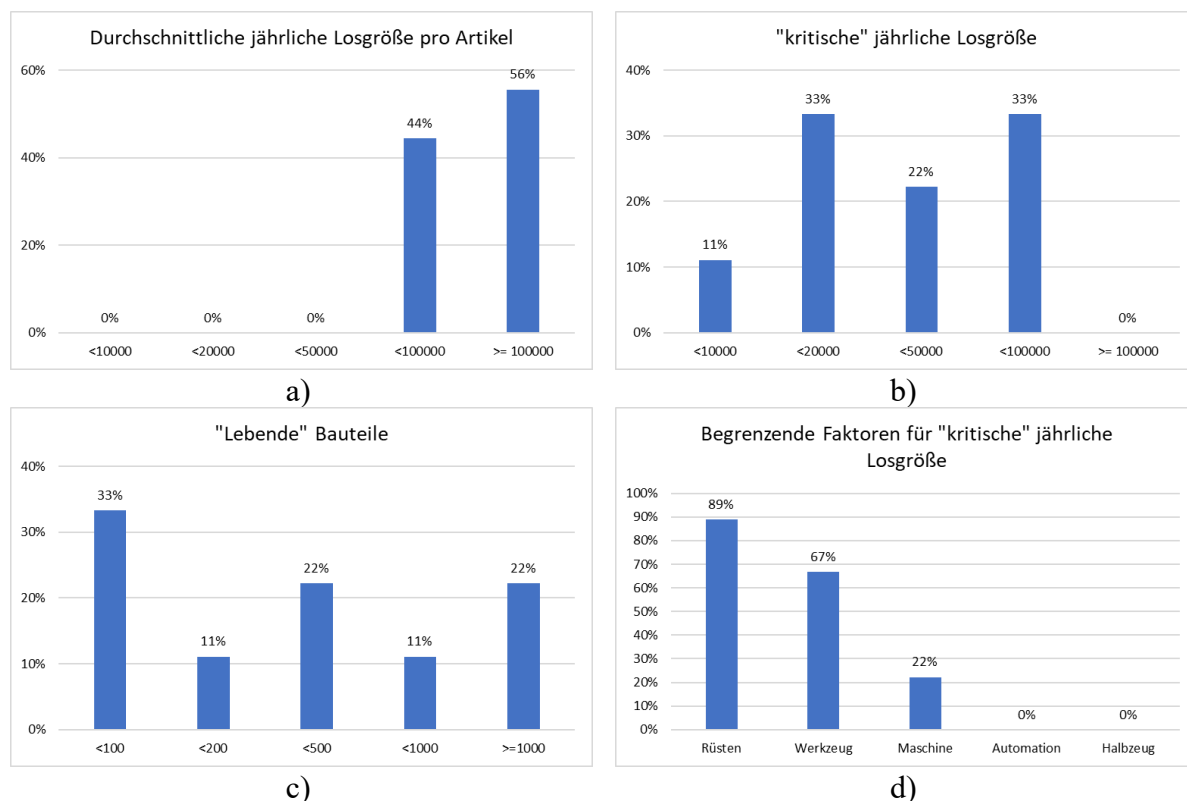


Abb. 1: Analyse der Erhebung der kritischen Losgröße. a) Durchschnittliche jährliche Losgröße pro Artikel im Unternehmensportfolio, b) "kritische" jährliche Losgröße, c) "lebende" Bauteile, d) begrenzende Faktoren für die "kritische" jährliche Losgröße, nach [1]

Über diesen Betrachtungszeitraum hinaus sind Entwicklungen von alternativ angetriebenen Fahrzeugen hinzugekommen, die die Modellpalette umso mehr erweitern. Aus einer Studie zur Automobilwirtschaft geht hervor, dass bei einem Rückgang der Zulassungszahlen vom Jahr 2019 auf 2020 um ca. 19 % die anteiligen Zulassungszahlen von Fahrzeugen alternativer Antriebe um 10,5 Prozentpunkte gestiegen sind, vgl. [3]. Bei der Entwicklung der Produktionsstruktur im Automobilbau und der Entwicklung alternativer Antriebe wird eine große Modellvielfalt in immer kürzerer Zeit produziert, zum Teil auch in kleineren Losgrößen. Trotz steigender Komplexität und Vielfalt werden die Entwicklungszeiten dabei verkürzt [3,4].

Im FOREL Wegweiser mit Handlungsempfehlungen für den ressourceneffizienten Leichtbau [5] wird die Entwicklung der Anforderungen an Leichtbautechnologien im Rück- und Ausblick betrachtet. Vor allem die Wandelbarkeit in der Fertigung ist einer der wesentlichen Stellhebel, um auch auf Anforderungen wie eine wachsende Derivatisierung und die damit verbundenen kleineren Stückzahlen zu reagieren. Dazu müssen bestehende, großteils vollautomatisierte Fertigungslinien befähigt werden, auch „Stückzahl 1“-Szenarien wirtschaftlich abzudecken [5].

Klassischerweise werden Blechbauteile für die Massenproduktion in Presswerken mittels Folgeverbund- oder Transferfertigung hergestellt. Die Teilegeometrie ist dabei vollständig in der Werkzeugkavität vorgehalten, sodass keine Flexibilität in der Formgebung möglich ist. Das macht diese Art der Fertigung für die Klein- und Mittelserie sehr kostspielig.

Vor diesem Hintergrund besteht die Motivation, Fertigungstechniken zu entwickeln, mit denen auch die Fertigung bisher kritischer und unwirtschaftlicher Losgrößen attraktiv gestaltet werden kann. Hierzu wurde das 3D Schwenkbiegen entwickelt [6,7]. Die für das 3D Schwenkbiegen entwickelte Fertigungstechnik erweitert die Anwendungsmöglichkeiten des Basisverfahrens erheblich, indem sie die Herstellung nichtlinearer, dreidimensionaler

Biegekanten ermöglicht, um querschnittsveränderliche und belastungsangepasste Bauteile herzustellen. Durch die Möglichkeit der Herstellung nichtlinearer Biegekanten und Biegeflächen können mit dem 3D Schwenkbiegen viele geforderte Geometrien für die Automobilindustrie hergestellt und die Lücke des kritischen Stückzahlbereichs geschlossen werden. Das Verfahren ist skalierbar und damit auf die Verarbeitung variabler Werkstückdicken, Werkstoffe und Rückfederungsverhalten einstellbar.

Stand der Technik

Schwenkbiegen ist Biegen mit rotierender Werkzeugbewegung. In Abb. 2 sind der schematische Aufbau einer Schwenkbiegemaschine und die zugehörige Kinematik des Schwenkbiegens dargestellt.

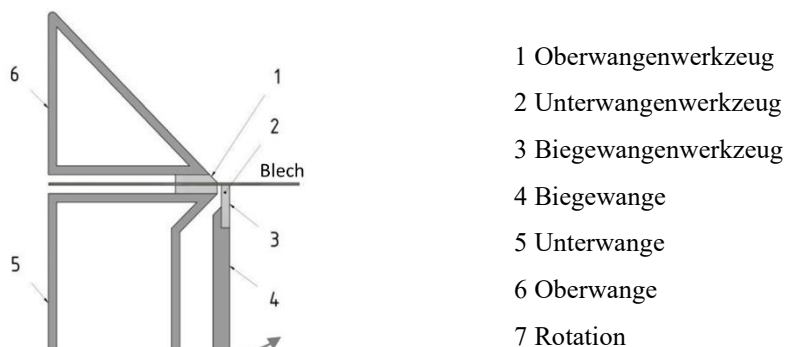


Abb. 2: Prinzip des Schwenkbiegens

Der Werkzeugaufbau besteht im Wesentlichen aus den drei Grundwerkzeugen Ober-, Unter- und Schwenk- oder Biegewange. Das zu biegende Blech wird zwischen der Ober- und Unterwange eingespannt. Die Biegewange wird an den über die Ober- und Unterwange hinausragenden Teil des Blechs angelegt und mit diesem um die Biegekante mit einer im Allgemeinen kreisförmigen Drehung um eine in der Regel feststehende Biegeachse geschwenkt. In einem Hub kann in Abhängigkeit des zum Einspannen genutzten Oberwangenwerkzeugs ein Biegewinkel von bis zu ca. 165° erzeugt werden. Die Vergrößerung des Biegewinkels oder Faltungen des Blechs sind durch einen weiteren Biegevorgang möglich.

Mit Standardwerkzeugen kann eine Vielzahl von Querschnittsgeometrien hergestellt werden. Im Inkrementalbetrieb oder mit Sonderwerkzeugen können auch Verrundungen hergestellt werden, vgl. Abb. 3.



Abb. 3: Fertigungsflexibilität des Schwenkbiegeverfahrens, nach [8]

Zur Erzeugung von Rundbögen werden Schwenkbiegemaschinen auch mit der Möglichkeit einer Unterwangenverstellung ausgeführt [9]. Das Biegen erfolgt beim konventionellen Schwenkbiegen über lineare Biegekanten.

Während des Biegevorgangs wandert der Kontaktpunkt zwischen Biegewange und Blech mit einer Abrollbewegung vom äußeren Bereich der Biegewange nach innen näher zum Drehpunkt hin. Bei größeren Schwenkwinkeln hebt das Blech aufgrund der Kontaktpunktverschiebung von der Biegewange ab. Bei diesem Schwenkwinkel beginnend, ist dieser nicht mehr identisch mit dem Biegewinkel [10]. Durch die Kontaktpunktverschiebung bedingt, verkürzt sich der Hebelarm und bewirkt einen deutlichen Anstieg der Biegekraft [11]. Dieser Effekt wirkt sich dabei oberflächenschonend aus. Bei Schwenkwinkeln zwischen 0° und 90° ist der Anstieg der Biegekraft auch in Abhängigkeit der Kaltverfestigung des Werkstoffes gering.

Um die Prozessgeschwindigkeit zu erhöhen, werden Schwenkbiegemaschinen z.B. mit automatischen Werkzeugwechselsystemen und 3D-Grafiksteuerungen mit automatischer Programmerstellung und lernenden materialabhängigen Datenbanken ausgestattet. Zur Sicherung der Produktqualität werden Winkelmessungen mittels Laser und Bombierung der Biegewange durch dynamische Systeme durchgeführt [12]. Darüber hinaus zeichnet sich das Schwenkbiegen durch eine hohe Flexibilität und eine gute Automatisierbarkeit aus.

Verfahrensentwicklung 3D Schwenkbiegen

Das etablierte, hochflexible Schwenkbiegeverfahren wird durch das 3D Schwenkbiegen derart erweitert, dass Querschnittsänderungen in Form von gekrümmten Verläufen bereits während der Produktion in das umzuformende Blech an längsorientierten Bauteilen eingebracht werden können. Dazu verfügen die Biegewerkzeuge über eine gekrümmte bzw. nichtlineare Biegekante, die komplementär zur gewünschten Biegekante am Bauteil ist. Dies stellt einen wesentlichen technologischen Vorteil dar, da mit dem Schwenkbiegeverfahren Bleche mit angepassten Querschnitten und Belastungseigenschaften hergestellt werden können. Damit werden die Prozess- und Anwendungsgrenzen des etablierten Fertigungsverfahrens, das bisher auf die Herstellung von geraden Produkten bzw. Bauteilkanten beschränkt war, deutlich erweitert. Das Vorrichtungs- und Verfahrensprinzip wird in Abb. 4 dargestellt.

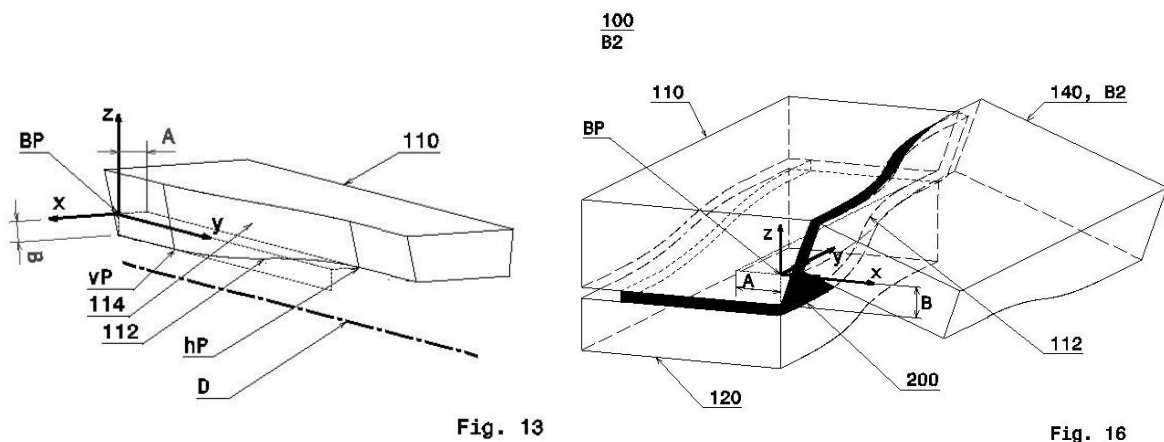


Abb. 4: Vorrichtungs- und Verfahrensprinzip 3D Schwenkbiegen, links: Lage Drehachse, rechts: Werkzeugaufbau [7]

Zum 3D Schwenkbiegen wird die Drehachse, um welche die Biegewange gegen die Oberwange schwenkbar ist, versetzt zum Koordinatenursprung angeordnet, vgl. in Abb. 30. Die Drehachse läuft hier beispielsweise in y-Richtung, allerdings ist sie sowohl in x- als auch z-Richtung gegenüber dem Koordinatenursprung versetzt. Die Koordinaten des Schnittpunktes der Drehachse der Biegewange x_D , z_D mit der z-x-Ebene liegen in einem Arbeitsbereich, der unter Berücksichtigung der Blechdicke s wie folgt aufgespannt wird:

für $A \geq B$:
$$-(A + s) < xD \leq 0 \tag{1}$$

$$-(A + s) < zD \leq -B \tag{2}$$

oder

für $A < B$:
$$-(A + s) < xD \leq 0 \tag{3}$$

$$-(B + s) < zD \leq -B \tag{4}$$

Für die Darstellung einer gebogenen Biegekante im L-Profil an einem längsorientierten Bauteil, wurde zunächst eine S-Schlag Geometrie mit Längen-/Tiefen-Verhältnis von ca. 0,1 gewählt, vgl. Abb. 31. Bei dem gewählten Versatz von 20 mm entspricht der Längenabschnitt der nichtlinear verlaufenden Biegekante einer Länge von 199 mm. Zusätzlich wurden von der nichtlinearen Biegekante nach außen hin gerade Biegekanten mit einer Länge von jeweils 40,5 mm angeschlossen. Die Gesamtlänge des Bauteils beträgt 280 mm. Es wurde ein Werkzeugsatz mit zur Beispielbiegekante komplementären Biegekanten abgeleitet und ein entsprechender Blechzuschnitt geometrisch ausgelegt [13].

Beim herkömmlichen Schwenkbiegen treten reine Biegespannungen auf. Beim 3D Schwenkbiegen werden die Biegespannungen von Zug- und Druckspannungen überlagert. In Abb. 5 sind die resultierenden charakteristischen plastischen Längs- und Querdehnungen an einem S-Schlag-Bauteil mit nach innen gerichteten konkaven Kreisbögen und nach außen gerichteten konvexen Kreisbögen dargestellt.

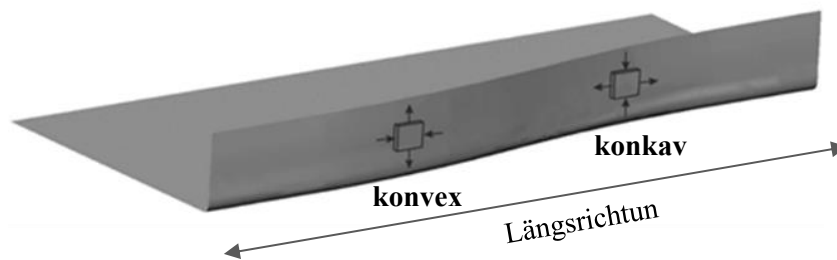


Abb. 5: Charakteristische plastische Längs- und Querdehnungen im Blechschenkel des S-Schlags

Abb. 6 links zeigt ein Beispiel für die charakteristischen plastischen Längsdehnungen, die in Längsrichtung des Blechs auftreten und mit der Höhe des Blechschenkels an Betrag zunehmen. Die plastischen Längsdehnungen bilden einen Druckbereich im konvexen Teil (blau) und einen Zugbereich im verjüngten konkaven Teil (rot). Abb. 6 rechts zeigt ein Beispiel für die charakteristischen plastischen Querdehnungen, die in Höhenrichtung auftreten und mit der Höhe des Blechschenkels an Betrag zunehmen. Die transversalen plastischen Dehnungen bilden einen Zugbereich im konvexen Teil (rot) und einen Druckbereich im verjüngten konkaven Teil (blau).

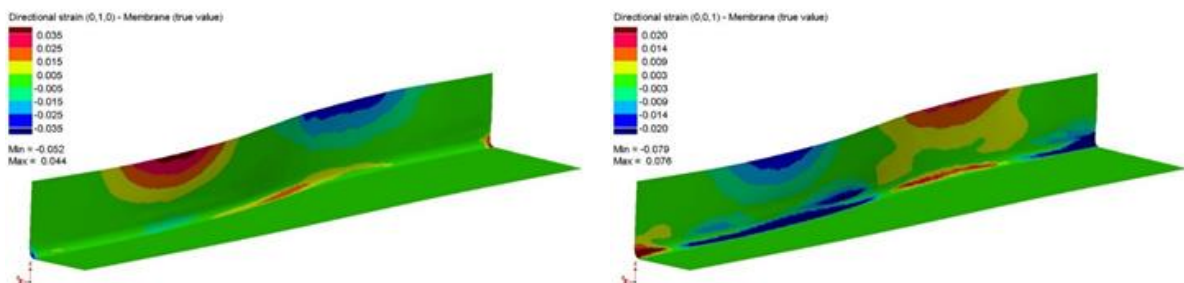


Abb. 6: Charakteristische plastische Dehnungen – Längsrichtung (links), Höhenrichtung (rechts)

In der Regel verursacht das 3D Schwenkbiegen von Biegekanten mit nichtlinearem, geschwundenem Verlauf geringe Dehnungen und Stauchungen in der Blechebene verglichen mit konventionellen Ziehoperationen. Die hauptsächliche Beanspruchung des Werkstoffs durch den Prozess liegt in der Biegekante. Während es nur in geometrisch sehr speziellen, komplexen Fällen zu einem Werkstoffversagen durch die oben dargestellten Streckungen in der Blechebene kommt, muss beim 3DS vor allem der Faltenbildung vorgebeugt werden. Diese Einflüsse werden im Folgenden im Detail untersucht und in ein Arbeitsdiagramm überführt.

Prozessauslegung 3D Schwenkbiegen

Zur Auslegung der Prozessgrenzen wurde zunächst eine Sensitivitätsanalyse mittels FE-Simulationen durchgeführt, um die prozesskritischen Geometrieparameter zu ermitteln. Aus den geometrischen Merkmalen, die als charakteristisch für 3D-Schwenkbiegeprodukte katalogisiert wurden, wurden vereinfachte Elementargeometrien abgeleitet. Zur Vereinfachung der Analyse wurden ebene kreisförmige, konkave und konvexe Biegekanten als Elementargeometrien gewählt. Hierfür wurden in der Finite-Elemente-Simulation mit PAM-STAMP Berechnungsmodelle mit Schalenelementen erstellt. In der Sensitivitätsanalyse wurden die geometrischen Größen Radius, Blechdicke, Kreissehnenlänge, Blechschenkelhöhe und daraus resultierende geometrische Eigenschaften wie Kreisbogenwinkel und Querschnittsversatz systematisch variiert. Ausgehend von einem ebenen Blechzuschnitt wird ein Blechschenkel zu einem L-förmigen Bauteil mit 90° Biegewinkel gebogen. In Tab. 1 sind die Variationsparameter aufgelistet. Als Werkstoff wurde 1.0933 gewählt.

Tab. 1: Variationsparameter für die Sensitivitätsanalyse.

Variationsparameter	Wert
Radius R [mm]	400; 800; 900; 1200; 1600; 2000; 2400; 3200; 4000; 6000
Blechdicke s [mm]	1, 2, 3
Bogenwinkel α [°]	28,96; 43,43; 57,91
Blechschenkelhöhe h [mm]	indirekt
Kreissehnenlänge S [mm]	indirekt
Querschnittsversatz Q [mm]	indirekt
Radius Biegekante r (neutrale Faser) [mm]	3

Die Definition der Geometrieparameter ist in Abb. 7 anhand einer konkaven Querschnittsgeometrie dargestellt. Die Untersuchung zeigt, dass die Prozessgrenzen von den Geometrieparametern Radius R , Blechdicke s und Blechschenkelhöhe h abhängig sind. Der Kreisbogenwinkel α hat keinen Einfluss auf das Erreichen einer Prozessgrenze, so dass auch halbkreisförmige Biegegeometrien mit einem Kreisbogenwinkel von 180° gebogen werden können, vgl. Abb. 8.

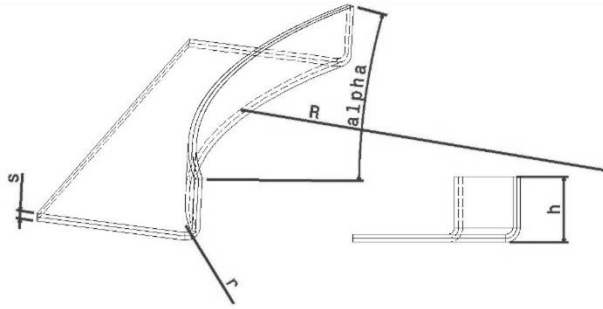


Abb. 7: 3D Schwenkbiegen - Definition der geometrischen Parameter



Abb. 8: Halbkreisförmige, konkave Querschnittsgeometrie

Zur Validierung der Ergebnisse über den möglichen Arbeitsbereich des 3D Schwenkbiegens wurden entsprechend der Sensitivitätsanalyse Modellversuche durchgeführt. Es konnte ein Faltenversagen für konkave und konvexe Biegegeometrien bei Überschreiten einer kritischen Blechschenkelhöhe ermittelt werden, vgl. Abb. 9.

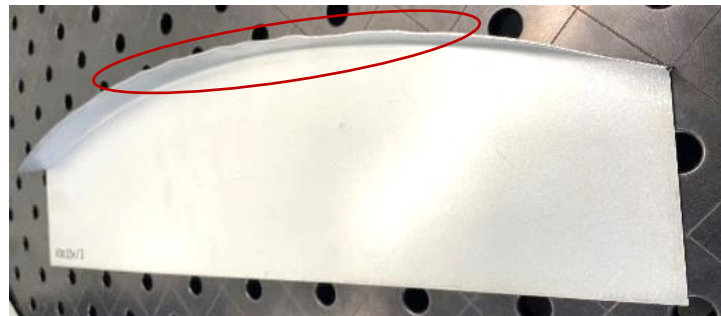
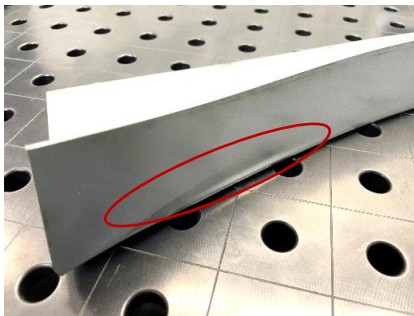


Abb. 9: Faltenbildung als Versagensfall - konkav (links), konvex (rechts)

Das Arbeitsdiagramm für das 3D Schwenkbiegen ist in Abb. 10 dargestellt. Zur Beschreibung der Biegeaufgabe wurden folgende Parameter gebildet:

$$\text{Leichtbaufaktor } L = \frac{\text{Radius } R}{\text{Blechdicke } s} \quad (5)$$

$$\text{3D Biegefaktor } SB^3 = \frac{\text{Radius } R}{\text{Blechschenkelhöhe } h} \quad (6)$$

Im Arbeitsdiagramm sind die Versuchspunkte für konkave und konvexe Geometrien gemeinsam dargestellt. Jeder Punkt steht für eine Parametereinstellung im FEM-Modell sowie für die Modellexperimente der Sensitivitätsanalyse. Die Untersuchung und Bewertung der herstellbaren Blechschenkelhöhen wurden in einer Schrittweite von 5 mm durchgeführt.

Im Vergleich zu den mit der FE-Simulation entworfenen Prozessgrenzpunkten sind die mit den Modellversuchen validierten Punkte als größere blaue (konkave) und pinke (konvexe) Farbpunkte dargestellt. Eine Biegung unterhalb der jeweiligen Grenzkurve ist bei konkaven oder konvexen Geometrien nicht möglich. Für die konkave Prozesskurve ist zu erkennen, dass sie weiter nach links verläuft. Eine Biegung mit dem Leichtbaufaktor $L = 50$ und dem 3D Biegefaktor $SB^3 = 2,5$ entspricht einer halbkreisförmigen 180° -Biegung. Bei der Biegung eines 180° -Kreisbogenwinkels wird eine theoretische Prozessgrenze zu einem Hinterschnitt erreicht. Ein wesentliches Ergebnis ist, dass beim Biegen konkaver Geometrien höhere Blechschenkelhöhen erreicht werden können als beim Biegen konvexer Geometrien. Der Grund dafür liegt in den vorhandenen Spannungsverhältnissen und den daraus resultierenden Versagensarten. Bei konkaven Geometrien wirken sich die Zugspannungen im gebogenen Blechschenkel entlang der Biegekante günstig aus. Im Vergleich dazu treten bei konvexen

Geometrien entsprechende Druckspannungen auf. Es zeigt sich auch, dass mit zunehmender Blechdicke auch größere Blechschenkelhöhen ausgeformt werden können.

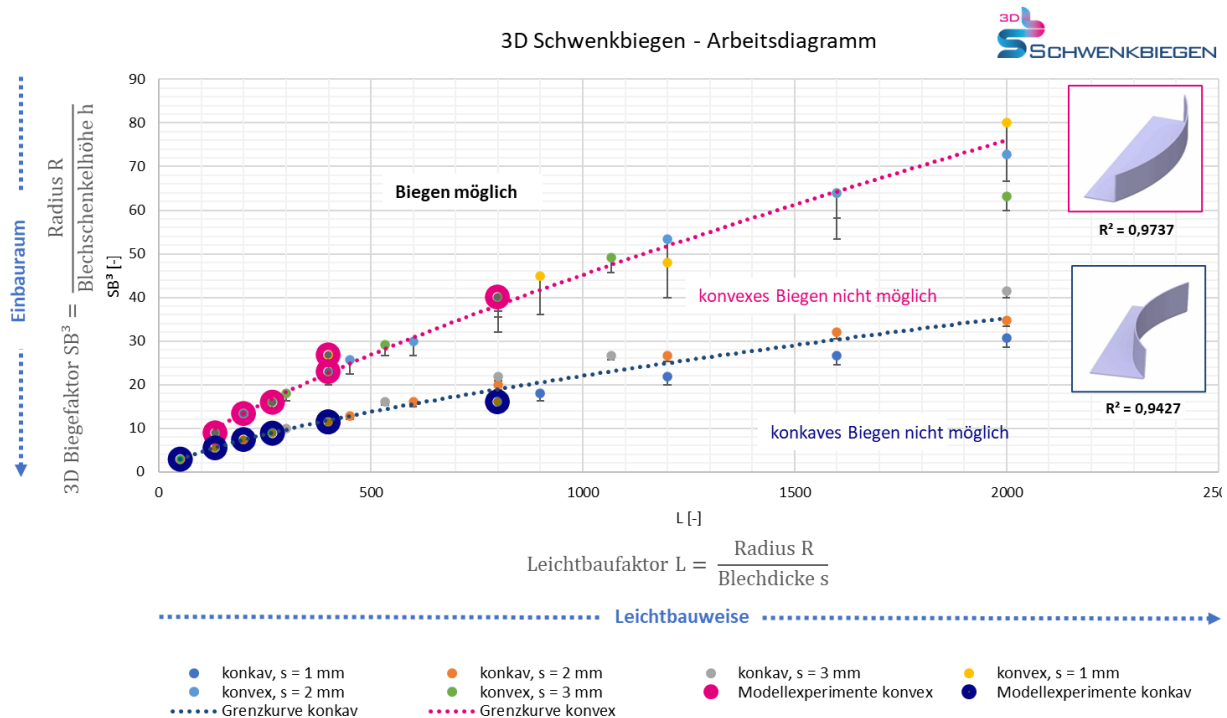


Abb. 10: Arbeitsdiagramm 3D Schwenkbiegen

Demonstration 3D Schwenkbiegen

Zur Darstellung des 3D-Schwenkbiegens in einem Proof-of-Concept wurde ein Demonstrator entwickelt. Das Demonstrationsbauteil kann mit geringem Werkzeugaufwand in unterschiedlichen Längen und Blechschenkelhöhen hergestellt werden, siehe Abb. 11. Das grün und gelb dargestellte Bauteil wurden z.B. aus dem Werkstoff 1.0933 gefertigt. Die für das Biegen relevanten Parameter sind in Tab. 2 aufgeführt.

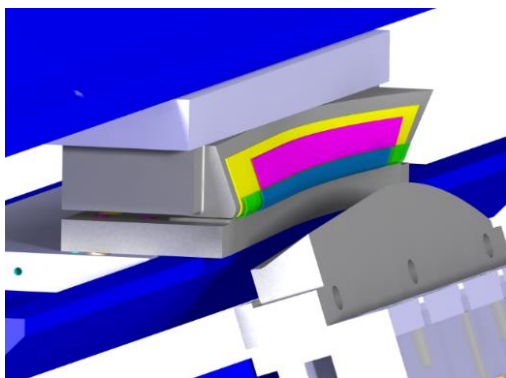


Abb. 11: Skalierbare Demonstratoren in einem Werkzeugsatz

Tab. 2: Geometrische Eigenschaften skaliertener Demonstratoren.

Biege Parameter	Einheit	Demo 1	Demo 2
Blechlänge l	mm	600,00	600,00
Blechschenkelhöhe h	mm	20,00	60,00
Blechdicke s	mm	1,50	1,50
Radius Biegekante r	mm	5,00	5,00
Min. Radius Biegekante R	mm	1537,96	1537,96
Min. Radius Blechschenkel R	mm	1307,92	833,03
Leichtbaufaktor L Biegekante	-	1025,31	1024,93
Min. Leichtbaufaktor L	-	871,95	555,35
3D Biegefaktor SB³	-	76,90	26,62
Min. Biegefaktor SB³	-	65,40	13,88

Für die Gestaltung eines Demonstrators wurde eine Geometrie gewählt, die einen variablen Verlauf entlang der Biegekante enthält und nicht wie bei den Modellversuchsteilen durch einen einzigen Kreisbogen dargestellt wird. Außerdem wird der Verlauf einer geraden Biegekante mit einem nichtlinearen Verlauf verknüpft. Die Besonderheit bei der Gestaltung des gebogenen Blechschenkels besteht neben dem variablen Krümmungsverlauf darin, dass ab einer Biegung von 110°, also > 90°, eine Biegeöffnung mit dem Längsverlauf bis zu einem Biegewinkel von 70° vorhanden ist. Damit soll das Potenzial des 3D-Schwenkbiegens demonstriert werden, solche variablen Kurven abzubilden und Biegungen > 90° zu realisieren. Dies würde im Falle

von Substitutionsprozessen zu erheblichen zusätzlichen Werkzeugaufwand führen. Grundsätzlich orientiert sich das Demonstratordesign an Stirwandteilen, Radkastenelementen, Abdeckblechen und Rückleuchtenhaltern aus dem Automobilbau, um realistische Anwendungsmöglichkeiten aufzuzeigen.

Bei der Betrachtung von potenziell herstellbaren Bauteilen mittels 3D Schwenkbiegen wurde erkannt, dass häufig sekundäre Umformelemente wie Prägungen in Bauteile eingebracht werden. Dies wurde auch bei der Gestaltung einer Tasche berücksichtigt, die z. B. als Anbindungsfläche genutzt werden kann, vgl. Abb. 12.

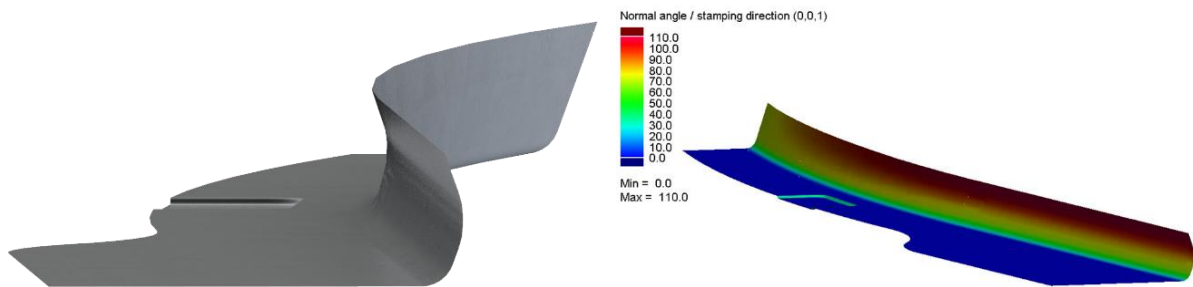


Abb. 12: Demonstrationsbauteil 3D-Schwenkbiegen (links), Biegewinkelverlauf (rechts)

Der Proof-of-Concept zeigt erfolgreiche Biegeergebnisse in Abb. 13. In Abb. 13 a) ist das Demonstrationsbauteil in skaliert Form entsprechend Abb. 11 mit unterschiedlich hohen Blehschenkeln von 20 mm und 60 mm abgebildet. Darüber hinaus wurde die Demonstrationsgeometrie neben der L-Profilform auch als U- und Z- Profilform gebogen (Abb. 13 b)). Abb. 13 c) zeigt die konkaven und konvexen Elementargeometrien zum Nachweis des Arbeitsdiagramms. In Anbetracht profilintensiver Strukturbauweise wurden auch Biegefolgen abgeleitet, die das Biegen geschlossener O-Profilquerschnitte veranschaulichen (Abb. 13 d)). Neben dem Versuchswerkstoff 1.0933 wurden die Demonstrationsbauteile im L-, Z- und U-Profilquerschnitt auch aus dem Werkstoff 3.3535 gebogen.

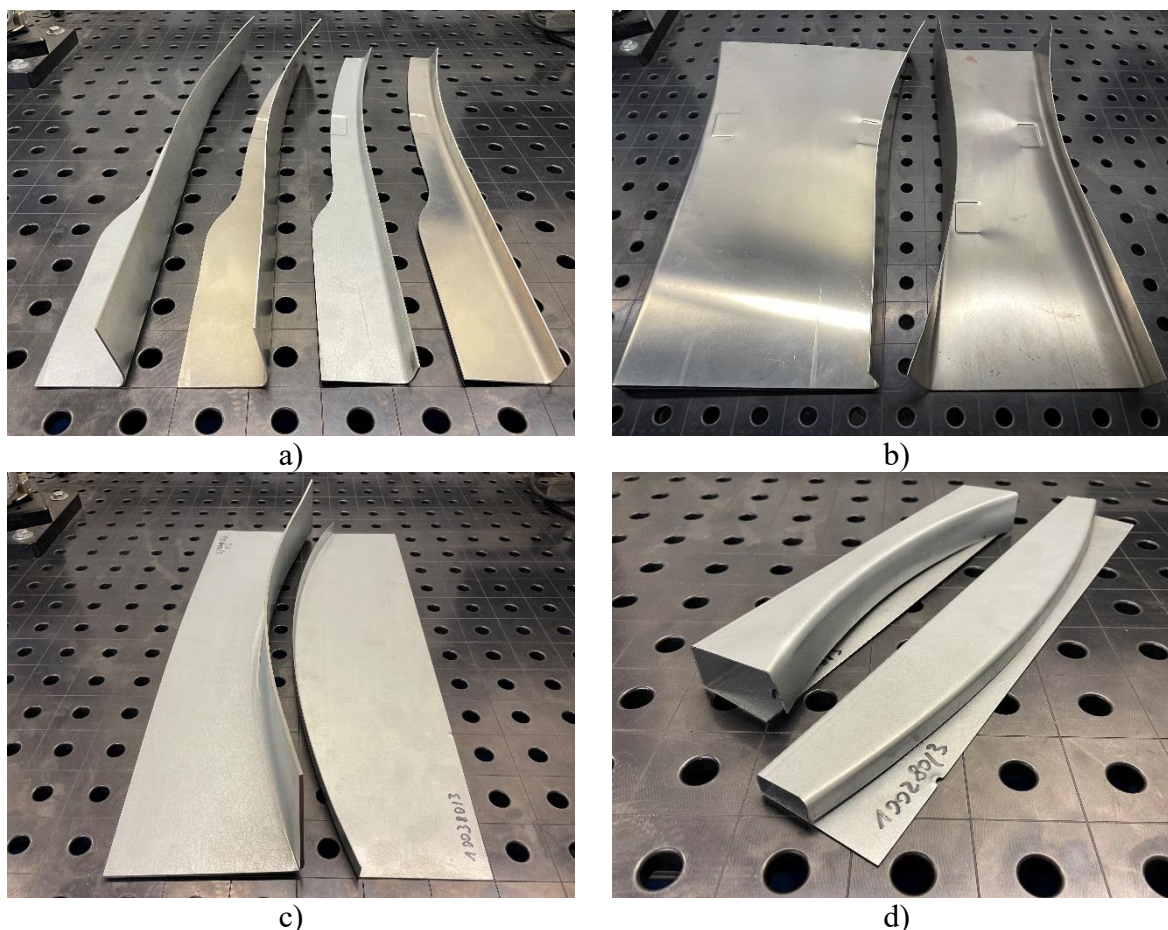


Abb. 13: Proof-of-Concept 3D Schwenkbiegen. a) Demonstratoren entsprechend Abb. 11 mit 20 mm und 60 mm Blechschenkelhöhe, b) Demonstrator U- und Z-Profil, c) konkave und konvexe Elementargeometrien zum Nachweis des Arbeitsdiagramms, d) konkave und konvexe O-Profile

Zusammenfassung

Das 3D Schwenkbiegen wurde entwickelt, um querschnitts- und belastungsangepasste Bauteile herzustellen. Solche Bauteile werden in Leichtbaustrukturen eingesetzt, die häufig in Entwicklungen für Karosserien und Strukturbauteile, zum Beispiel in der Automobil- und Luftfahrtindustrie, zu finden sind. Beim 3D Schwenkbiegen treten im gebogenen Blechschenkel charakteristische plastische Längsdehnungen in Form eines Zugbereichs im nach innen gekrümmten Teil des Blechs und eines Druckbereichs im nach außen gekrümmten Teil des Blechs auf. In der Querrichtung ist das Gegenteil der Fall. Das Versagenskriterium für beide Fälle ist die Faltenbildung. Mit einem validierten Arbeitsdiagramm, das durch FE-Simulationen und Modellversuche ermittelt wurde, kann die Machbarkeit von Bauteilen in Abhängigkeit von Material und geometrischen Eigenschaften bewertet werden. Für variable Werkstoffe ist eine Anpassung der Grenzkurven erforderlich. Das entwickelte Verfahren zum 3D Schwenkbiegen demonstriert nach einem Proof-of-Concept die Anwendbarkeit der Entwicklung. Aufgrund der hohen Prozessflexibilität im Vergleich zum Tiefziehen sind schnellere Produktwechsel durch kürzere Entwicklungszeiten, geringere Werkzeugvolumina und schnelleres Rüsten möglich. Der Investitionsbedarf an Maschinen und Werkzeugen ist im Vergleich zu Umformpressen ebenfalls gering. Die mögliche endkonturnahe Fertigung ermöglicht zudem eine nachhaltige Ressourcenschonung. Das 3D Schwenkbiegen zeichnet sich durch eine werkzeugarme Fertigung, hohe Flexibilität und gute Automatisierbarkeit aus, sodass schnelle Produktwechsel möglich sind und bisher verwendete Fertigungsverfahren substituiert werden können. Durch die Möglichkeit der Herstellung nichtlinearer Biegekanten und

Biegeflächen können viele geforderte Geometrien mittels 3D Schwenkbiegen hergestellt und die eingangs beschriebene Lücke des kritischen Losgrößenbereichs für die Produktion von Automobilbauteilen < 100.000 Stück/Jahr geschlossen oder zumindest unterstützt werden.

Längsorientierte Bauteile mit L-, Z-, U- und O-förmigen Querschnitten und nichtlinearen Biegekanten können in variablen Blechdicken und Materialien für ein breites Anwendungsspektrum gebogen werden. Ausblickend sind hierzu standardisierte Handhabungskonzepte und Biegefolgen zu erarbeiten und die mindestens erforderlichen Klemmtiefen zu bestimmen.

Um die Rekonfigurationsflexibilität und das Skalierungspotenzial des Verfahrens weiter zu erhöhen, werden künftig formflexible Werkzeugkonzepte entwickelt. Damit wird u.a. das Förderprojekt SkaLaB unterstützt. Hierin wird ein skalierbares Zentrum für die varianten- und kapazitätsflexible Herstellung geometrisch individualisierbarer Karosseriebauteile aus Blech entwickelt. Die Herstellcenter sollen ermöglichen, die Prozessreihenfolge in der Serienproduktion bauteilindividuell verändern zu können. Dazu wird ein Prozessgenerator entwickelt, der unter verkürzten Prozessentwicklungszeiten die Digitalisierung der gesamten Prozesskette in einem dynamischen digitalen Zwilling abbildet und die Fertigung steuert.

Danksagung

Die Autoren bedanken sich für die finanzielle Unterstützung durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz im Projekt SkaLaB (Projektnummer 13IK025B).

Literaturverzeichnis

- [1] M. Schiller, P. Frohn-Sörensen, B. Engel, 3D-Swivel-Bending—A Flexible and Scalable Forming Technology, in: K. Inal, J. Levesque, M. Worswick, C. Butcher (Eds.), NUMISHEET 2022, Springer International Publishing, Cham, 2022: pp. 125–139. https://doi.org/10.1007/978-3-031-06212-4_12.
- [2] Produktportfolios der f n f großen deutschen Autohersteller in Deutschland: 1990 bis 2014 Das Dilemma mit der Vielfalt. M n c hen, PDF Kostenfreier Download, (n.d.). <https://www.progenium.com/> (accessed February 20, 2023).
- [3] K. Lichtblau, H. Kempermann, C. Bähr, J. Ewald, M. Fritsch, E. Kohlisch, B. Zink, Zukunft der Automobilwirtschaft in Nordrhein-Westfalen Status quo, Trends, Szenarien, (n.d.) 181.
- [4] U. Seiffert, G. Rainer, Virtuelle Produktentstehung f r Fahr zeug und Antrieb im Kfz: Prozesse, Komponenten, Beispiele aus der Praxis, Springer, 2008.
- [5] J. Göddecke, G. Meschut, M. Gude, H. Lieberwirth, E. Tekkaya, M. Zaeh, M. Stegelmann, M. M l ler, K. Böhme, T. Krampitz, M. Zöllner, M. Hahn, F. Schmitz, A. Hofer, S. Grohmann, FOREL-Wegweiser: Handlungsempfehlungen f r den ressourceneffizienten Leichtbau, 2020.
- [6] B. Engel, P. Frohn, M. Schiller, Vorrichtung zum Schwenkbiegen eines Bleches, DE102018104776A1, 2019.
- [7] B. Engel, P. Frohn-Sörensen, M. Schiller, Vorrichtung und Verfahren zum Schwenkbiegen eines Werkst c kes, DE102019123308A1, 2021.
- [8] W. Hochstrate, B. Engel, M. Schiller, P. Frohn-Sörensen, Extended production variety of folding/swivel-bending - Produktionsvielfalt des Schwenkbiegens erweitert, 1/2019 (2019) 20–21.
- [9] K. Lange, Lehrbuch der Umformtechnik: Band 3: Blechumformung, Springer, 1975.
- [10] H. Hoffmann, R. Neugebauer, G. Spur, Handbuch umformen, Hanser, 2012.

- [11] R. Warstat, Optimierung der Produktqualität und Steigerung der Flexibilität beim CNC-Schwenkbiegen, Shaker Verlag, Aachen, 1996.
- [12] G.-A. Hochstrate, W. Hochstrate, Folding machine, DE19735793C2, 2001.
<https://patents.google.com/patent/DE19735793C2/en> (accessed March 26, 2022).
- [13] M. Schiller, B. Engel, 3D-swivel-bending (SB3), Procedia CIRP. 112 (2022) 406–411.
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2022.09.028>.

Einfluss der Herstellungsrouten auf die Umformbarkeit von Cr-Mn-Verbundwerkstoffen für das Presshärten

Markus Stennei^{1,a}, Joshua Grodotzki¹ und A. Erman Tekkaya¹

¹Institut für Umformtechnik und Leichtbau (TU Dortmund), Baroper Straße 303, 44227 Dortmund, Deutschland

^amarkus.stennei@iul.tu-dortmund.de

Keywords: Presshärten, Wärmebehandlung, Verbundwerkstoffe, Biegeversuche

Abstract. The analysis of bending properties of a new composite material for press hardening is presented in this paper. This composite material consists of a boron-Mangan core (22MnB5) and a stainless-steel cover layer. The core material is the typical press hardening material for industrial applications. Two different types of top layer are considered, an austenitic (1.4301) and a martensitic (1.4021) stainless steel.

Initial investigations [1] have shown that the manufacturing of the roll clad semi-finished product leads to low the formability of the cover layer materials. In this analysis, different heat treatment strategies have been added to the process route and their influence on the formability is investigated. For this purpose, a 3-point bending test with optical strain measurement system is developed. The test setup allows the accurate determination of the strain at failure of the cover layer at room temperature. It is shown that neither heat treatment after hot rolling nor intermediate annealing during cold rolling improves formability. The highest degree of forming on the outer bend is obtained with a process route without heat treatment. Even in this particular case, the remaining formability is about 50 % lower compared with the values achieved by the untreated material of the cover layer. No reduction in bond strength due to heat treatment was observed. The formability results indicate that further analysis of the entire process chain and the associated diffusion processes is necessary to understand the remaining underperformance of the composite material.

Motivation

Die stetig steigenden Anforderungen an CO₂-Emissionen und Sicherheit im Transportwesen führen zu dem fortwährenden Bestreben, hochfeste Bauteile mit geringer Wandstärke herstellen zu können. Ein gängiges Verfahren hierfür ist das Presshärten, welches die Warmumformung und das Härten zur Herstellung endkonturnaher Blechbauteile mit hoher spezifischer Festigkeit in einem Umformprozess kombiniert [2]. Hierbei werden aufgrund der ausgewogenen Eigenschaften wie Festigkeit, Formbarkeit und Schweißbarkeit vorwiegend Bor-Mangan-Stähle (22MnB5) eingesetzt [3].

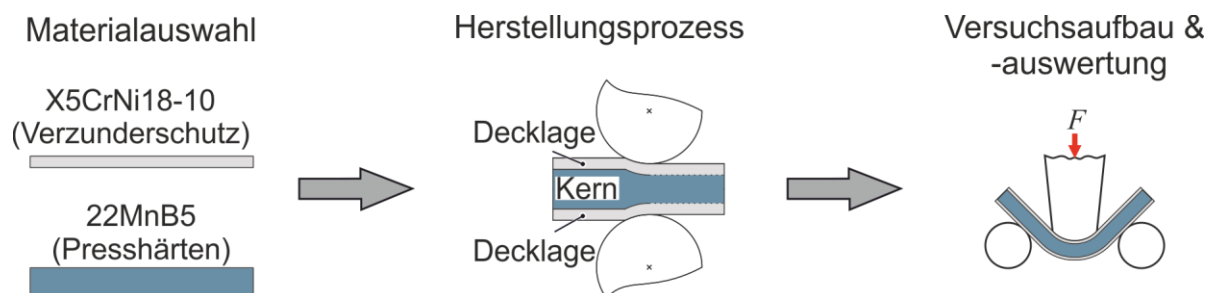


Abb. 1: Vorgehen zur Herstellung und Charakterisierung von Verbundwerkstoffen

Die Bleche müssen jedoch aufgrund der erhöhten Temperaturen, während der Austenitisierung und der Umformung vor Verzunderung geschützt werden, weshalb AlSi-

Beschichtungen eingesetzt werden. Diese Beschichtungen benötigen eine zeitintensive Wärmebehandlung, um hochtemperaturfeste, verzunderungsbeständige Diffusionsschichten auszubilden [4]. Zur Verwendung schnellerer und energieeffizienterer Austenitisierungsstrategien z. B. dem induktiven Erwärmen, werden in dieser Arbeit zwei alternative Sandwichwerkstoffe vorgestellt. Die Verbundwerkstoffe bestehen aus einem 22MnB5 Kern und einer nichtrostenden Chromstahldecklage (martensitisch/austenitisch), welche mittels Walzplattieren einen stoffschlüssigen Verbund bilden [1]. Die Herstellungsrouten, welche diverse Warm- und Kaltwalzschritte umfasst, ist genauso wie die Wärmebehandlung beim Presshärten entscheidend für die Umformeigenschaften des Verbundmaterials. Ziel dieser Arbeit ist die Analyse der Biegeeigenschaften beider Verbundwerkstoffe hinsichtlich einer Änderung aufgrund der Wärmebehandlung.

Stand der Technik

Ein Prozess zur Herstellung von hochfesten Bauteilen ist das sogenannte direkte Presshärten, wobei das Ausgangsmaterial mittels Wärmebehandlung in ein vollständiges Austenitgefüge umgewandelt wird (Austenitisierung). Hierzu werden in der Industrie hauptsächlich Rollöfen verwendet, welche das Blech mittels Konvektion und direkter Wärmestrahlung mit einer Aufheizrate von ca. 5 K/s auf eine Temperatur von 950 °C erwärmen [5].

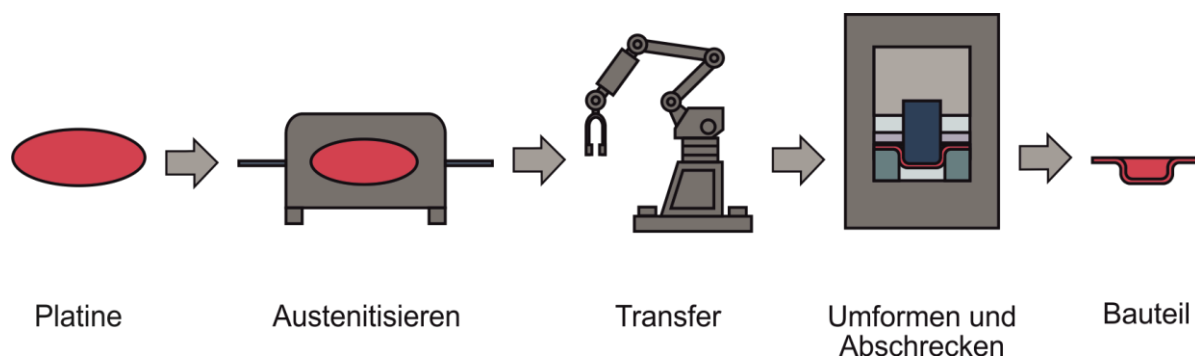


Abb. 2: Schematische Darstellung des Presshärteprozesses [2]

Anschließend findet der Transport in das Werkzeug statt, wo das Blech in die Zielgeometrie umgeformt wird und zeitgleich durch gekühlte Werkzeuge abgeschreckt wird. Bei der Verwendung von Bor-Mangan-Stählen ist es möglich, durch wassergekühlte Werkzeuge vollständig martensitische Gefüge zu erreichen [6]. Dabei muss beim 22MnB5 eine kritische Abkühlrate von 27 K/s erreicht werden [2]. Diese Rate wird maßgeblich durch den Wärmeübergangskoeffizienten beeinflusst, welcher von der Oberflächenrauheit, dem vorherrschenden lokalen Anpressdruck, der Materialzusammensetzung und der Beschichtung abhängig ist [7].

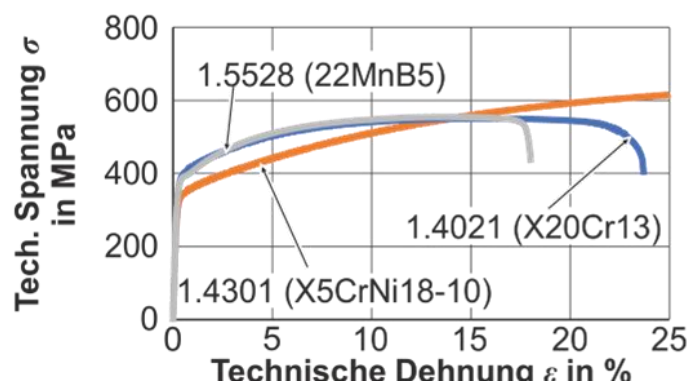
Neben dem Wärmeübergang zwischen Blech und Werkzeug muss bei einem Verbundwerkstoff auch eine gute Wärmeleitung innerhalb des Halbzeuges vorliegen. Eine solche Verbindung kann mittels Walzplattieren hergestellt werden. Dieses Verfahren bildet mittels Pressschweißen eine stoffschlüssige Verbindung zwischen den Verbundpartnern aus. Das Verfahren wird in die Schritte Oberflächenvorbehandlung, Schneiden, Stapeln, Walzen sowie Wärmebehandlung der Plattierpakete unterteilt [8]. Im Walzschritt kommt es zur Längung des Materials, sodass ein Aufreißen von Deckschichten an den Grenzflächen stattfindet. Das freigelegte Material kann somit unter Druck verschweißen. Die Qualität der Verschweißung ist abhängig von der mechanischen Ähnlichkeit der Verbundpartner, den Walzparametern, der Ausbildung von Oxidschichten, der Oberflächenrauheit, der Sauberkeit und den Umgebungsbedingungen. In der Regel erzeugen größere Höhenabnahmen und hohe Rauheiten eine Verbesserung der Verbundqualität, da eine größere wahre Oberfläche vorliegt. Findet das Walzen zur Reduzierung der Walzkräfte bei erhöhten Temperaturen statt, werden zur

Verringerung des Oxidationsrisikos bei der (Wieder-)Erwärmung die Walzplattierpakete am Außenrand umlaufend verschweißt. Neben dem Herstellungsprozess können weitere Glühbehandlungen die Verbundfestigkeit beeinflussen [9].

Ausgangsmaterial

Der 22MnB5 der Firma SSAB (Boron 22) in der Stärke von 20 mm bildet als gängiger Presshärtestahl den Kern des Sandwichbleches. Im gelieferten Zustand liegt ein ferrit-perlitisches Gefüge vor und weist eine Zugfestigkeit R_m von 550 MPa auf. Nach Herstellerangabe ermöglicht ein Abschrecken im Wasserbad eine Zunahme der Zugfestigkeit auf 1500 MPa [10].

a) Spannungs-Dehnungs-Diagramm



b) Ausgangsgefüge 22MnB5

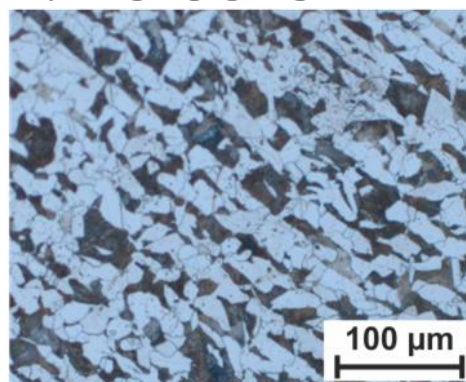


Abb. 3: a) Spannungs-Dehnungsdiagramm der Basiswerkstoffe im Ausgangszustand und b) Gefügedarstellung des Kernwerkstoffes vor dem Walzplattieren

Zur Realisierung des Verzunderungsschutzes werden zwei nichtrostende Chromstähle ausgewählt. Der Erste ist ein austenitischer, nichtrostender Chromstahl (X5CrNi18-10). Bei diesem Werkstoff findet aufgrund der Temperaturbehandlung keine Gefügeumwandlung statt, sodass nachdem Presshärten keine Zunahme der Festigkeit und Härte zu erwarten ist. Im Lieferzustand weist der Werkstoff eine Zugfestigkeit R_m von 650 MPa auf. Der zweite Werkstoff ist ein martensitischer, nichtrostender Chromstahl (X20Cr13), welcher analog zum Kernwerkstoff im ferrit-perlitischen Ausgangsgefüge vorliegt. Die Zugfestigkeit R_m im Lieferzustand beträgt 550 MPa. Durch das Austenitisieren und Abschrecken mit einer Abkühlrate größer 3 K/s ist eine Steigerung der Festigkeit auf mehr als 1500 MPa möglich [11].

Herstellung von Sandwichblechen

Die Herstellung der Verbundwerkstoffe erfolgt mithilfe des Walzplattierens, wobei ein stoffschlüssiger Verbund zwischen den Ausgangswerkstoffen ausgebildet wird. Die Herstellbarkeit eines Verbundes mit ähnlichen Verbundpartnern zeigten Kamaliev et al. [12]. Vor dem eigentlichen Walzen werden die oben genannten Basiswerkstoffe zu einer Länge von 250 mm und einer Breite von 100 mm zugeschnitten. Anschließend werden die Oberflächen mittels Sandstrahlen gereinigt und angeraut. Die präparierten Basiswerkstoffe werden zu Sandwichpaketen mit einem Schichtdickenverhältnis von 1:8:1 verschweißt, wobei jeweils eine nichtrostende Chromstahlplatte ($d = 2,5$ mm) ober- und unterhalb des Bor-Mangan-Stahls ($d = 20$ mm) angeordnet ist. Die Paketdicke wird anschließend in mehreren Warm- und Kaltwalzstichen auf die Zieldicke von 1,5 mm reduziert. Die genauen Höhenabnahmen und die Ofeneinstellung vor dem jeweiligen Stich sind in Tab. 1 aufgelistet. Zwischen dem vierten und fünften Stich wurde der Verbund in 24 h von 775 °C auf 200 °C abgekühlt.



Abb. 4: Herstellung der Verbundwerkstoffe

Charakterisierungen des hergestellten Halbzeuges zeigen, dass mit der gewählten Prozessroute eine Verbundfestigkeit größer der Materialfestigkeit des weicheren Verbundpartners erzeugt werden kann. Jedoch konnte mit 3-Punktbiegeversuchen eine verringerte Umformbarkeit des Verbundes nachgewiesen werden [1].

Tab. 1 Übersicht der Walzstiche mit jeweiliger Höhenabnahme und Ofentemperatur

Stich	0	1	2	3	4	5	6	7	8
Ofentemperatur	-	1200°C				Raumtemperatur			
Ofenhaltezeit in min	-	30	10	10	10	-	-	-	-
Höhe h in mm	25	12,5	6,5	4,1	3,0	2,4	1,92	1,54	1,42
Höhenabnahme in %	-	50,0	48,0	36,9	26,8	20,0	20,0	19,8	8,8

Zur Steigerung der Umformbarkeit des Verbundwerkstoffes wird in diesem Papier der Einfluss von Wärmebehandlungen nach dem 4. und nach dem 6. Stich untersucht. Ein Überblick über die verwendeten Wärmebehandlungen ist in Tab. 2 dargestellt.

Tab. 2 Übersicht der Wärmebehandlungen

Bezeichnung	Decklagenwerkstoff	Nach 4. Stich	Nach 6. Stich
P1 (Referenz)	Austenitisch	775 -200 °C in 24 h	-
P2	Austenitisch	775 -200 °C in 24 h	700 -200 °C in 24 h
P3	Austenitisch	Luftabkühlung	-
P4	Austenitisch	Luftabkühlung	700 -200 °C in 24 h
P5	Martensitisch	775 -200 °C in 24 h	
P6	Martensitisch	Glühen bei 600°C (2h)	

Versuchsaufbau und -durchführung

Die experimentelle Untersuchung des Umformvermögens bei Raumtemperatur findet analog zu [1] mittels 3-Punktbiegen in einer universalen Prüfmaschine der Firma ZWICK Roll statt. Der Biegestempel entspricht dem Plättchen-Biegeversuch (VDA 238) mit einem Radius $r_{st} = 0,6$ mm. Zur Verringerung der Reibung werden drehbar gelagerte Wellen ($\varnothing = 15$ mm) als Auflager verwendet. Der Gesenkabstand d_{ges} beträgt 20 mm. Zur Verwendung eines optischen Messsystems der Firma GOM ist das Auflager auf einen Stützrahmen montiert. Der gesamte Versuchsaufbau ist in Abb. 5 dargestellt. Die verwendeten Proben weisen eine rechteckige Form mit 20 x 100 mm Abmaße auf. Alle Proben sind in Walzrichtung entnommen.

Die Durchführung eines Versuches kann in die Abschnitte Präparierung, Biegung und Auswertung unterteilt werden. Die Präparierung bezeichnet die Aufbringung eines stochastischen Musters, welches zur Messung der Dehnungen notwendig ist. Dieses Muster besteht aus einer weißen Grundlackierung mit gesprenkelten schwarzen Punkten. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Verbindung zwischen Lack und Probe wird eine Trockenzeit von mindestens 30 min gewählt.

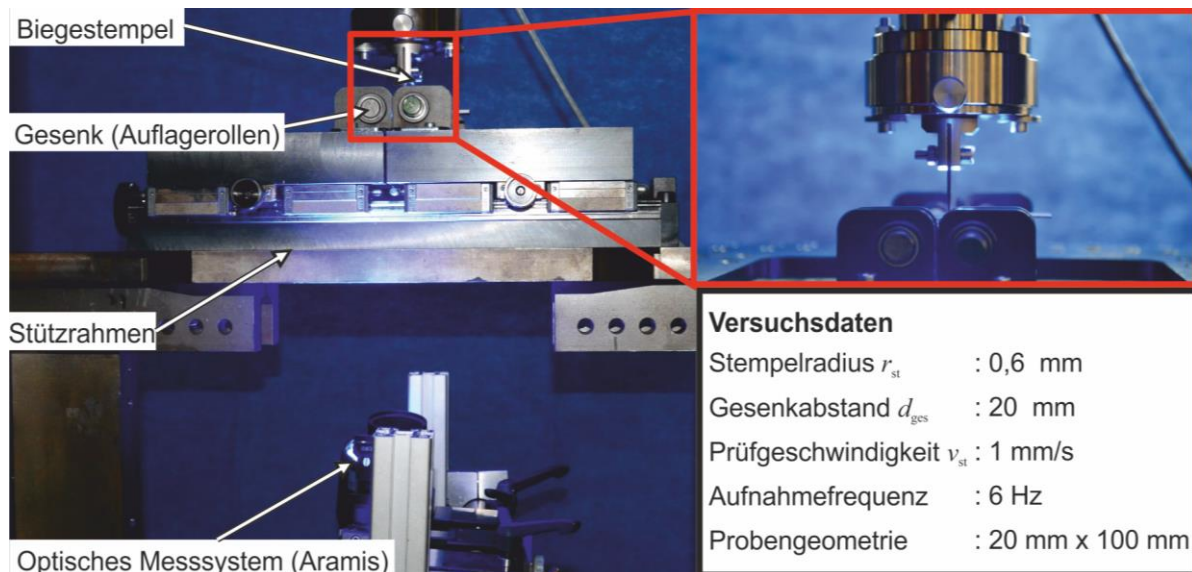


Abb. 5: Versuchsaufbau zum 3-Punktbiegen mit optischen Messsystem

Anschließend findet die Biegung des Bleches statt, wobei der Stempel mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/s verfahren wird. Parallel nimmt das optische Messsystem Bilder mit einer Frequenz von 6 Hz auf. Abschließend findet die Auswertung des Vergleichsumformgrads nach v. Mises statt. Hierzu wird anhand der Bilder der Beginn der Rissausbildung ermittelt. Der Umformgrad in dem Bild vor Rissbeginn wird als maximal erreichbarer Umformgrad des Verbunds definiert.

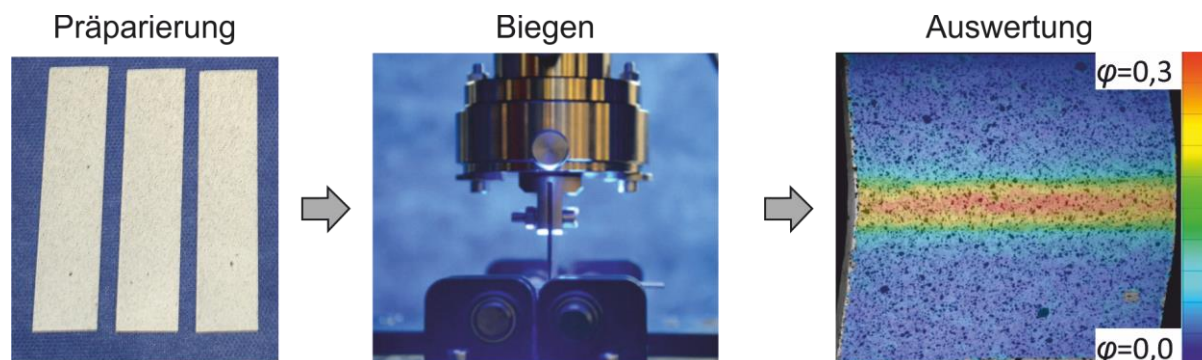


Abb. 6: Schritte zur Auswertung eines 3-Punktbiegeversuchs mit optischem Messsystem

Fehlerabschätzung zwischen analytischem Ansatz und optischer Dehnungsmessung

Neben der oben genannten optischen Messmethode zur Bestimmung des Umformgrades, kann die Bestimmung des Umformgrades ebenfalls analytisch geschehen. Bei den entlasteten, gebogenen Teilen werden hierzu die Radien des Innen- und Außenbogens mithilfe eines Mikroskopes bestimmt. Die Kreisbögen werden entsprechend gewählter Punkte auf der Kontur vom Computer berechnet. Unter der Annahme, dass die neutrale Faser (R_M) (ungelängt) in der Mitte zwischen Innen- (R_I) und Außenbogen (R_A) liegt, kann die Dehnung am Außenbogen mit Gleichung 1 ermittelt werden. Eine exemplarische Messung des Umformgrades eines gebogenen Verbundes bestehend aus martensitischer Decklage und Bor-Mangan-Kern ist in Abb. 7a) dargestellt.

$$\varepsilon = (R_A - R_M) / R_M \rightarrow \varphi = \ln(1 + \varepsilon) \quad (1)$$

In diesem Beispiel ist zu erkennen, dass die Werkstoffe in der Verbundzone keine glatte Kontur aufweisen, sondern gewisse Schwankungen der Dickenverhältnisse vorliegen. Diese

sind herstellungsbedingt und könnten zur Abweichung der Lage der neutralen Faser führen. Die damit einhergehende Verzerrung des angenommenen symmetrischen Spannungs- und Dehnungsverlaufes kann zu Fehlern bei der analytischen Abschätzung führen. Eine weitere Fehlerquelle liegt bei der Bestimmung der Bogenmaße, welche auch subjektive Faktoren beinhalten können.

Zum Abschätzen des Fehlers des alternativen Verfahrens wird eine Probe sowohl optisch als auch analytisch betrachtet. Analytisch wird ein Umformgrad von $\varphi = 0,094$, optisch ein Umformgrad von $\varphi = 0,100$ ermittelt. Dies zeigt, dass beide Verfahren eine gute Aussage über den Umformgrad am Außenbogen ermöglichen. Im Folgenden wird jedoch die optische Messung angewendet, da diese eine genauere Auswertung bei Rissausbildung ermöglicht.

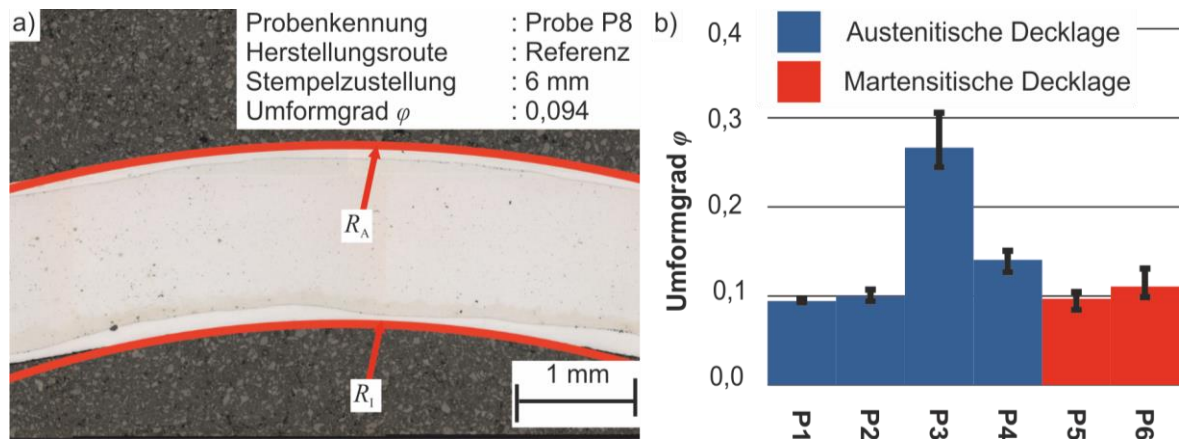


Abb. 7: a) Analytische Betrachtung des Umformgrades beim Biegen von Verbundblechen und die b) Bestimmung des maximalen erreichbaren Umformgrades mittels optischer Messung beim 3-Punktbiegen der Proben 1-6 (s. Tab. 2) bei Raumtemperatur

Auswertung der Umformgrade in Abhängigkeit der Wärmebehandlung

Bei den Basiswerkstoffen tritt mit dem genannten Versuchsaufbau kein Versagen auf. Bei allen hergestellten Verbundwerkstoffen ist jedoch ein Versagen der Decklage optisch detektierbar, sodass eine Reduzierung der Umformbarkeit der Decklage bei allen Wärmebehandlungen vorliegt. Bei den Basiswerkstoffen wird ein Umformgrad $\varphi_{\text{aust}} = 0,45$ (austenitisch) und $\varphi_{\text{mart}} = 0,52$ (martensitisch) durch das 3-Punktbiegen erreicht. Die Verbundwerkstoffe mit austenitischer Decklage ohne Wärmebehandlung erzielen das im Mittel größte Umformvermögen ($\varphi_{p3} = 0,26$). Dies entspricht einer Reduzierung um mehr als 40 % gegenüber der austenitischen Decklage (Basiswerkstoff). Weitergehend ist erkennbar, dass eine Variation der Wärmebehandlung keinen signifikanten Einfluss auf die Umformbarkeit des Verbundes ermöglicht. Alle Verbundwerkstoffe, die nach dem Warmwalzen und/oder zwischen den Kaltwalzstichen im Ofen wärmebehandelt wurden, erreichen einen sehr geringen Umformgrad von $\varphi < 0,14$. Die genauen Umformgrade sind zusammengefasst in Abb. 7b) dargestellt.

Diese geringe Umformbarkeit zeigt sich auch bei der Herstellung von pressgehärteten Hutprofilen (Abb. 8) durch Risse der Decklage am Ziehradius und Stempelkantenradius mit dem Referenzmaterial (P1).

Biegeversuche mit einem Umformgrad geringer der Versagensgrenze der jeweiligen Probe bestätigen, dass keine Delamination der Verbundpartner stattfindet. Dies bedeutet, dass eine Veränderung der Verbundfestigkeit durch Anpassung der Wärmebehandlung zu vernachlässigen ist.



Abb. 8: Anwendung des Verbundes (austenitisch/22MnB5) beim Presshärten eines Hutprofiles

Zusammenfassend zeigen die obigen Untersuchungen, dass die angewendeten unterschiedlichen Wärmebehandlungen keine Verbesserung der Umformbarkeit des Verbundes ermöglichen. Die dabei aktuell erreichbaren Umformgrade führen beim Presshärten zum Versagen der Decklage, sodass ein ausreichender Oxidationsschutz nicht gewährleistet werden kann. Jedoch kann das Einsatzpotenzial des Verbundes durch Aushärtung des Kerns bestätigt werden, sodass eine Steigerung der Umformbarkeit durch eine angepasste Herstellungsrouten in weiteren Versuchen angestrebt wird.

Zusammenfassung

Basierend auf der dargestellten Herstellungsrouten eines Verbundmaterials, bestehend aus einem 22MnB5-Kern und einer nichtrostenden Chromstahldecklage (austenitisch/martensitisch) für das Presshärten, wurde der Einfluss verschiedener Wärmebehandlungen auf das Umformvermögen analysiert. Vorherige Ergebnisse haben gezeigt, dass die Verbunde eine verringerte Umformbarkeit gegenüber den Basismaterialien aufwiesen. Zur Analyse des Umformvermögens in Abhängigkeit der Temperaturführung bei der Herstellung wurde in diesem Papier ein Biegeversuch vorgestellt und die Umformbarkeit am Außenbogen optisch ausgewertet.

Die Auswertungen zeigten, dass unabhängig der gewählten Prozessroute keine signifikante Steigerung des Umformvermögens realisiert werden konnte. Dieses liegt weiterhin bei maximal 55 % der Basiswerkstoffe. Somit kann der Einfluss der Wärmebehandlung ausgeschlossen werden. Die Verwendung der Bleche beim Presshärten bestätigte, dass die geringe Umformbarkeit bei Raumtemperatur ebenfalls bei erhöhten Temperaturen zum Versagen der Decklagen führt und somit ein Schutz vor Oxidation des Kerns nicht gewährleistet werden kann. Die Aushärtung des Kerns bekräftigt jedoch die theoretische Verwendbarkeit des Verbundes für das Presshärten.

Weitere Arbeiten sollten sich daher auf die anderen Schritte der Gesamtprozessroute fokussieren, um die Ursachen der geringen Umformbarkeit bestimmen zu können.

Danksagung

Das Verbundprojekt (Projekt-ID 444548865) zwischen dem Institut für Bildsamer Formgebung (IBF) der RWTH Aachen und dem Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der TU Dortmund wird gefördert von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG). Im Rahmen dieses Projektes wird das von den IBF hergestellte Material aufseiten des IULs umformtechnisch analysiert. Hiermit danken wir dem IBF für die Herstellung und Bereitstellung des Verbundmaterials.

Literaturverzeichnis

- [1] Stenei M, Ringel A, Plum T, Kolpak F, Lohmar J, Tekkaya A and Hirt G 2022. Bewertung der Verbundfestigkeit von walzplattierten Chrom-Bor-Stahl-Verbunden zum Presshärten Ideen Form geben 1. Auflage
- [2] Karbasian H and Tekkaya A 2010 A review on hot stamping Journal of Materials Processing Technology 15 p. 2103–2118
- [3] Behrens B-A, Eckold C-P, Hübner S, Fleck C and Schüler P. Untersuchung der Eignung alternativer Blechwerkstoffe für das Presshärten
- [4] R. Veit, H. Hofmann, R. Kolleck and S. Sikora 2010. Untersuchung der Phasenbildung bei der Erwärmung Al/Si-beschichteter 29 Formplatinen 5. Erlanger Workshop Warmblechumformung p. 29–38
- [5] Neugebauer R, Schieck F, Polster S, Mosel A, Rautenstrauch A, Schönherr J and Pierschel N 2012 Press hardening — An innovative and challenging technology Archives of Civil and Mechanical Engineering 2 p. 113–118
- [6] M. Naderi Hot stamping of ultra high strength steels. Doctoral Theses, RWTH Aachen, Aachen
- [7] Chang Y, Tang X, Zhao K, Hu P and Wu Y 2016 Investigation of the factors influencing the interfacial heat transfer coefficient in hot stamping Journal of Materials Processing Technology p. 25–33
- [8] Ghalehbandi S, Malaki M and Gupta M 2019 Accumulative Roll Bonding—A Review Applied Sciences 17 p. 3627
- [9] Khan H, Asim K, Akram F, Hameed A, Khan A and Mansoor B 2021 Roll Bonding Processes: State-of-the-Art and Future Perspectives Metals 9 p. 1344
- [10] SSAB. SSAB Boron. www.ssab.com
- [11] Tartaglia J, Kuelz A and Thelander V 2018 The Effects of Alloying Elements on the Continuous Cooling Transformation Behavior of 2¼Cr-1Mo Steels J. of Materi Eng and Perform 12 p. 6349–6364
- [12] Kamaliev M, Teller M, Löbke C, Hirt G and Tekkaya A 2021. Novel Roll-Bonded Stainless Steel/Boron-Steel Multilayer Under Hot Stamping Conditions Forming the Future p. 2683–2694

Inkrementelles Biegen durch roboterbasiertes Rollformen

Markus Werner^{1,a}, Karsten Richter¹, Rico Haase¹, Valentin Richter-Trummer¹,
Verena Kräusel¹

¹Fraunhofer-Institut für Werkzeugmaschinen und Umformtechnik,
Reichenhainer Str. 88, 09126 Chemnitz, Germany

^amarkus.werner@iwu.fraunhofer.de

Keywords: inkrementelle Blechumformung, inkrementelles Biegen, roboterbasiertes Rollformen, geometrieflexible Umformung

Abstract. Die Forderungen nach wirtschaftlichen Fertigungsverfahren für die Blechumformung sind nicht neu, aber unter den aktuellen Marktbedingungen wächst deren Bedeutung. Aufgrund der stark zunehmenden Modellpaletten in der Automobilindustrie sinken die Stückzahlen der einzelnen Modelle und dadurch gelangen etablierte Verfahren und Fertigungsweisen an ihre jeweiligen technologischen, insbesondere aber an ihre wirtschaftlichen Grenzen. Neue Fertigungsverfahren und Prozessketten, die eine hohe Produktflexibilität bei gleichzeitig geringem Werkzeugaufwand bieten, gewinnen an Bedeutung. Das inkrementelle Biegen von Flanschen, vorzugsweise mit nicht-linearem Kantenverlauf, welche mit einem robotergeführtem Rollenpaar gefertigt werden, zählt zu diesen Verfahren. Ohne bauteilspezifische Werkzeuge können mittels des roboterbasierten Rollformens (RoRoFo) viele Varianten gefertigt werden, da die geometrische Varianz durch programmseitige Anpassung der Bewegungsbahnen erzielt wird. Potenzielle Anwendungsfelder des Verfahrens sind die Prototypen- und Kleinserienfertigung in der Automobilindustrie, in der Luftfahrt sowie im allgemeinen Maschinenbau.

Einführung

Die Analyse der Fertigungskosten für Blechstrukturbauteile für die Automobilindustrie zeigt, dass die Kosten für die Umformwerkzeuge bei konventioneller, mehrstufiger Umformung in Presswerken bei sinkenden Stückzahlen der kostentreibende Faktor sind [1]. Derartige Werkzeuge mit hohem Formspeichergrad ermöglichen eine hohe, gut reproduzierbare Bauteilqualität und insbesondere eine hohe Produktivität. Demgegenüber stehen geringe Variantenflexibilität, hohe finanzielle und zeitliche Aufwände zur Herstellung und Einarbeit der Umformwerkzeuge sowie erhebliche Kosten bei erforderlichen Anpassungen, Wartungen und Instandsetzungen. Hieraus lässt sich der Bedarf an neuen Umformverfahren bzw. Fertigungsansätzen ableiten, die geringe Werkzeugkosten verursachen, eine hohe Variantenflexibilität ermöglichen und zudem punktuell geregelt werden können.

In der Innovationsallianz GreenCarBody [2] wurde hierfür der StaBiFü[®]-Ansatz [3] entwickelt. Dabei handelt es sich um eine alternative Fertigungsweise zum klassischen Tiefziehen in konventionellen Presswerken. Der Fokus liegt dabei auf kleinen bis mittleren Stückzahlen und auf Strukturbauteilen [4]. Die Geometrien der Bauteile werden hierfür in charakteristische Bereiche zerlegt und durch eine Sequenz aus Stanz-Biegen-Fügen (StaBiFü[®]) [5] gefertigt. Die Hauptformgebung kann beispielsweise durch Formschlagen realisiert werden und alle weiteren Umform- und Schneidoperationen erfolgen auf verschiedenen CNC-Stanz- und Biegemaschinen bzw. auf CNC-Schneidanlagen. Am Beispiel eines Sitzquerträgers konnten so die Aufwendungen für bauteilspezifische Werkzeuge um 90 % gesenkt werden, sodass sich mit dieser geometrieflexiblen Prozesskette trotz geringerer Produktivität Stückzahlen bis zu 30.000 Stück teilweise sogar bis zu 50.000 Stück pro Jahr wirtschaftlich abbilden lassen.

Ziel aktueller Forschung ist neben der Reduzierung des Materialbedarfs für die Fertigung auch die Verringerung des Gewichtes des finalen Bauteils durch lastoptimiertes Design. Hierbei entstehen Geometrien mit profilartigen Querschnitten und Flanschen, die keinen geradlinigen Verlauf aufweisen und daher nicht durch einfaches Abkanten gefertigt werden können.

Stand der Technik

Flexible Verfahren zur Fertigung nicht-linearer Flansche

Mit der Forderung nach flexiblen Umformverfahren und Technologien mit geringem bauteilspezifischen Werkzeugaufwand scheidet konventionelle Umformverfahren wie das Tiefziehen aus. Verfahren wie das Walzprofilieren und das Abkanten durch Freiformbiegen sind ebenfalls nicht geeignet, um Flansche bzw. Abkantungen zu fertigen, die keinen geradlinigen Verlauf aufweisen. Demgegenüber bieten die Weiterentwicklungen des klassischen Walzprofilierens zum 3D-Rollformen bzw. zum flexiblen Rollformen (FRF) hierfür geeignete Ansätze. Wesentliche Beiträge zum Walzprofilieren von Strukturbauteilen mit veränderlichen Querschnitten [6] inklusive geeigneter Auslegungsmodelle [7] ggf. unter Verwendung von Tailored Rolled Blanks [8] wurden am PtU in Darmstadt geleistet. Die Weiterverarbeitung derartiger Profile beispielsweise durch das 3-Rollen-Schubbiegen [9] ist Forschungsgegenstand in Siegen. Die Verfahren bzw. deren maschinenseitige Umsetzung lassen sich hinsichtlich der Fertigungsweise in eine kontinuierliche Arbeitsweise [10, 11] bzw. in eine diskontinuierliche Arbeitsweise mit Reversierbetrieb [12, 13] unterscheiden. Zu diesen diskontinuierlichen Verfahren zählt das roboterbasierte Rollformen (RoRoFo) [14], das im Folgenden näher vorgestellt wird.

Eine weitere Option der Fertigung nicht-linearer Abkantungen bietet ein speziell entwickeltes Schwenkbiegen „3D-swivel-bending (SB³)“ [15]. Bei prinzipiell gleicher Zielstellung unterscheiden sich die Ansätze von Schwenkbiegen und roboterbasiertem Rollformen hinsichtlich ihres geometrie-spezifischen Werkzeugbedarfs und dem Grundprinzip der Formgebung. Während das 3D-swivel-bending einstufig erfolgt, handelt es sich bei dem RoRoFo um eine Umformtechnologie mit kinematischer Gestalterzeugung.

Roboterbasiertes Rollformen

Grundlagen und allgemeine Beschreibung

Das roboterbasierte Rollformen ist entsprechend der Systematik der Fertigungsverfahren nach DIN 8586 [16] als Biegeumformverfahren mit drehender Werkzeugbewegung einzuordnen. Anders als beim klassischen Walzprofilieren erfolgt die Profilierung eines ortsfesten Bauteiles mit einem bewegten Rollensatz. Dieser ist Bestandteil eines Endeffektors, welcher durch einen Roboter manipuliert wird. Das Biegen der Flansche erfolgt in mehreren Schritten, Biegeinkrementen, durch eine definierte Vorschubbewegung entlang der Blechkante in Kombination mit Zustellbewegungen. Die Winkeleinstellung zur Realisierung der Biegeinkremente kann sowohl durch den Roboter als auch innerhalb des Endeffektors erfolgen. In Abb. 1 ist das Verfahrensprinzip schematisch dargestellt, wobei ① die Ausgangssituation, ② die Aufstellung des Flansches um 45° und ③ um 90° zeigt. Die konische Ausführung der Rollen erlaubt ein Überbiegen der Flansche, um die Rückfederung zu kompensieren.

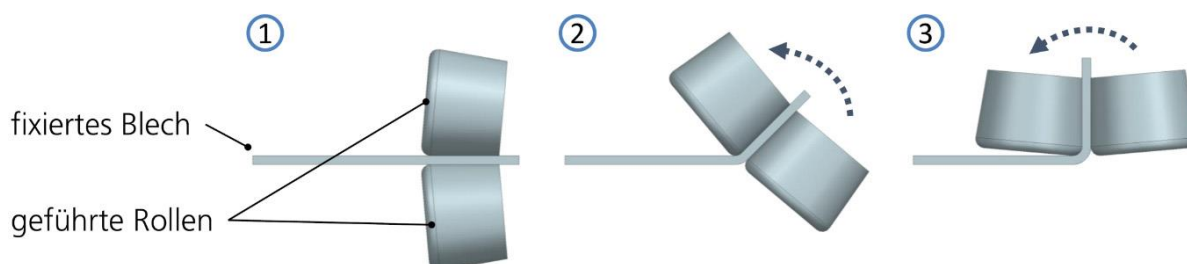


Abb. 1: Verfahrensprinzip des roboterbasierten Rollformens [9]

Geometrische Aspekte von Flanschen

Abkantungen und Borde, die im Folgenden als Flansche bezeichnet werden, weisen verschiedene geometrische Aspekte auf, die als Ordnungsmerkmale genutzt werden können. Als Längsform wird der Verlauf der Flansche in Längsrichtung bezeichnet. Hier kann prinzipiell in gerade, konkave und konvexe Verläufe unterteilt werden. Tritt eine Kombination dieser Grundvarianten auf, wird diese als komplex bezeichnet. In Abb. 2 sind die Längsformen in der genannten Reihenfolge abgebildet.

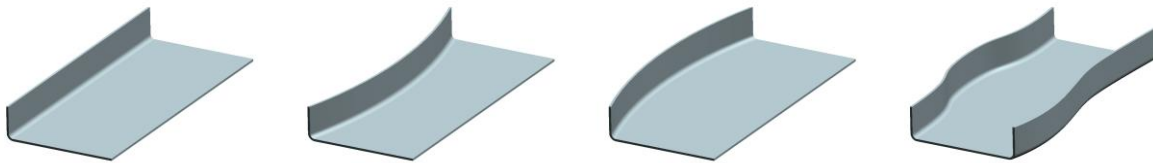


Abb. 2: Grundlegende Längsformen von Flanschen: (v.l.n.r) gerade, konkav, konvex und komplex

Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal ist die Querschnittsform der Flansche. Diese kann wie abgebildet „L“-förmig sein, aber auch die Form eines „Z“s oder „C“s aufweisen. Zudem kann die Flanscbreite über den Verlauf hinweg konstant, aber auch lokal unterschiedlich gestaltet sein. Ebenso kann der Biegeradius des Querschnitts variieren, ist aber in der Regel konstant. Bei Verwendung von Tailored Blanks lässt sich zudem die Blechdicke lokal anpassen.

Gekrümmte Flanschverläufe sind geometrisch nicht abwickelbar, was bei der Formgebung dazu führt, dass bei konkaven Flanschverläufen zu wenig und bei konvexen zu viel Material im ebenen Zuschnitt vorhanden ist. Diese Bauteilbereiche weisen bei der Formgebung dementsprechende Zug- bzw. Druckspannungen in Längsrichtung auf und müssten neben der gewünschten Biegung im Radius im Flanscbereich gedehnt bzw. gestaucht werden.

In Abb. 3 sind die dominierenden Werte der Gesamtdehnung für einen konvexen und einen konkaven Flanscbereich, jeweils mit einem Radius $R = 500$ mm, anhand der Simulationsergebnisse eines S-förmigen Flanschverlaufes dargestellt. Die numerischen Untersuchungen hierzu erfolgten im FEM-Programm Marc Mentat von MSC.

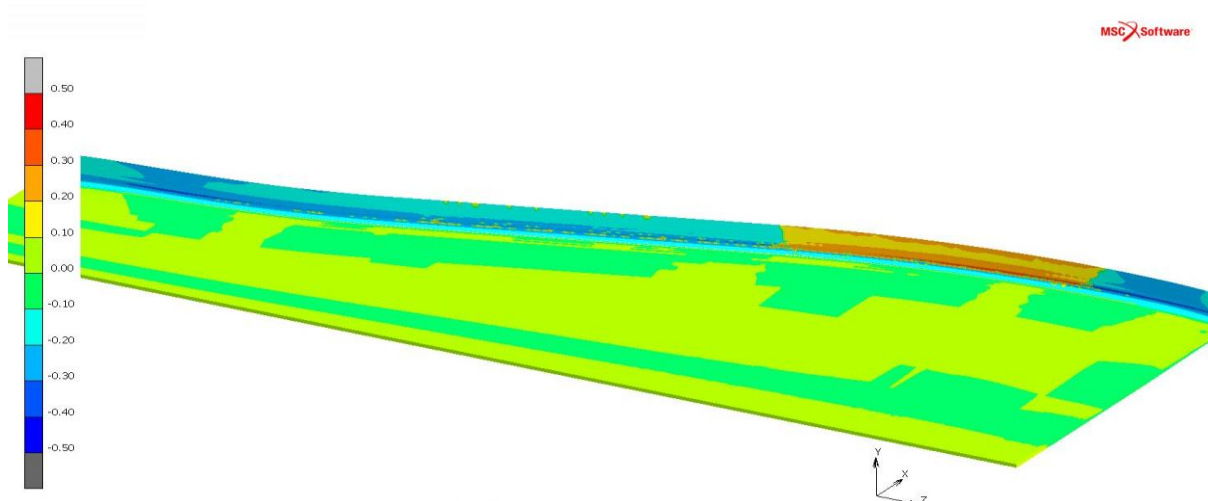


Abb. 3: Dominierende Werte in - der Gesamtdehnung (Major Principal Value of Total Strain) eines S-förmigen Flansches mit konvexem und konkavem Bereich und jeweils vorherrschender Dehnung bzw. Stauchung

Endeffektor und Versuchsanordnung

In Abb. 4, links, ist der genutzte Versuchsaufbau dargestellt. Das Versuchsteil ist auf einer Grundplatte mit Hilfe einer angeschrägten Niederhalterplatte gespannt. Der Endeffektor mit den daran drehbar gelagerten Umformrollen wird von einem Industrieroboter (KUKA KR150 R2700 Extra) entlang der Bauteilkante, hier mit einem Anstellwinkel von 45° , bewegt. Die Erfassung der realisierten Bauteilgeometrie erfolgt mit einem räumlich getrackten Linienscanner (T-Scan der Fa. Steinbichler).

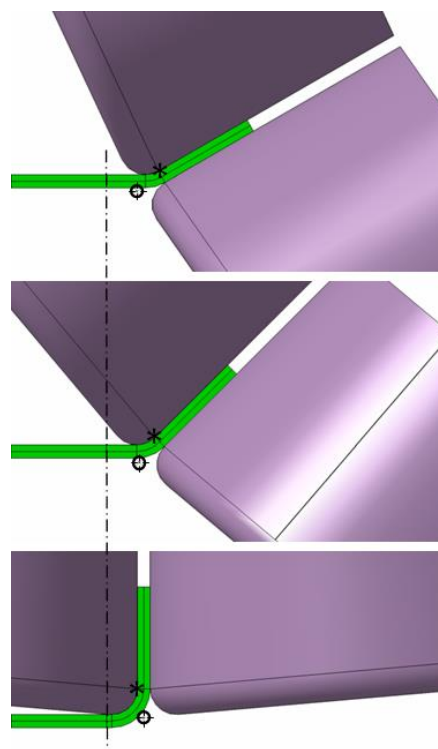
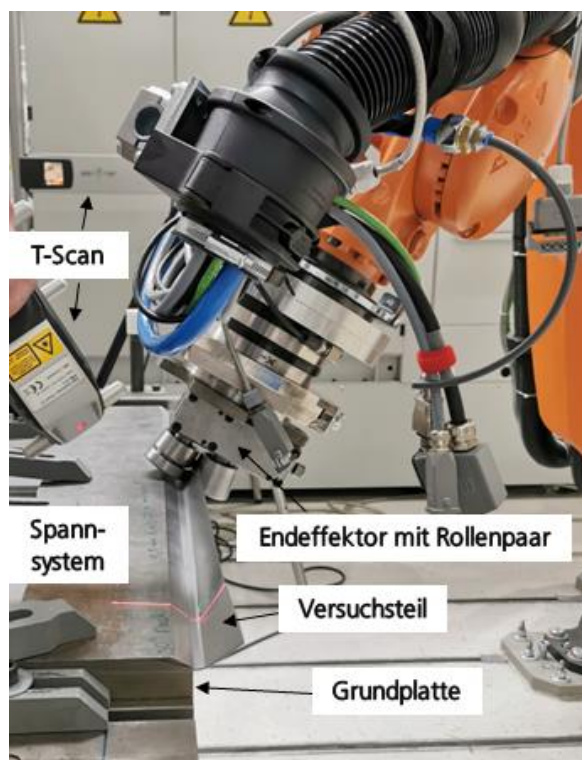


Abb. 4: Versuchsaufbau zum roboterbasierten Rollformen (links) sowie Zustellbewegung zur Formgebung des Profilbogens (v.o.n.u) mit Winkelanstellungen von 30° , 45° und 90° (rechts)

Kinematik des Endeffektors

Gegenüber allen anderen flexiblen Rollformverfahren zeichnet sich das roboterbasierte Rollformen dadurch aus, dass das Bauteil ortsfest ist und das Rollenpaar via Endeffektor alle Bewegungen ausführt. Hierzu zählen sowohl die Vorschubbewegung entlang der Längsform als auch die Zustellbewegung der einzelnen Biegeinkremente. Für die Längsbewegung des Endeffektors bzw. zur Programmierung dieser Bahn wird auf die Schnittlinie zwischen der Grundfläche und der Flanschfläche zurückgegriffen, die einem theoretischen Biegeradius von 0 mm entspricht.

Ein weiterer Unterschied zu anderen Verfahren ist die Zustellbewegung der Biegeinkremente. Diese erfolgt, während der Endeffektor sich entlang der Längsrichtung bewegt, also im Eingriff ist. Die Winkelzustellung kann sukzessive entlang der gesamten Bauteil-Längsachse, in Abb. 5 rechts erfolgen oder durch kurzes Pendeln an einem oder an beiden Bauteilenden realisiert werden, wie es in Abb. 5 links dargestellt ist. Die Rückfahrt vom Bauteilende zum -anfang erfolgte ohne erneute Zustellung.

Während bei der Auslegung von Profilblumen für das konventionelle Walzprofilieren bei der Bogenführung die Variante mit konstantem Bogen bevorzugt wird, eignet sich beim roboterbasierten Rollformen das Einrollen von außen mit konstantem Radius. In Abb. 4 rechts ist diese Kinematik für die Winkelstellungen von 30° , 45° und 90° untereinander dargestellt.

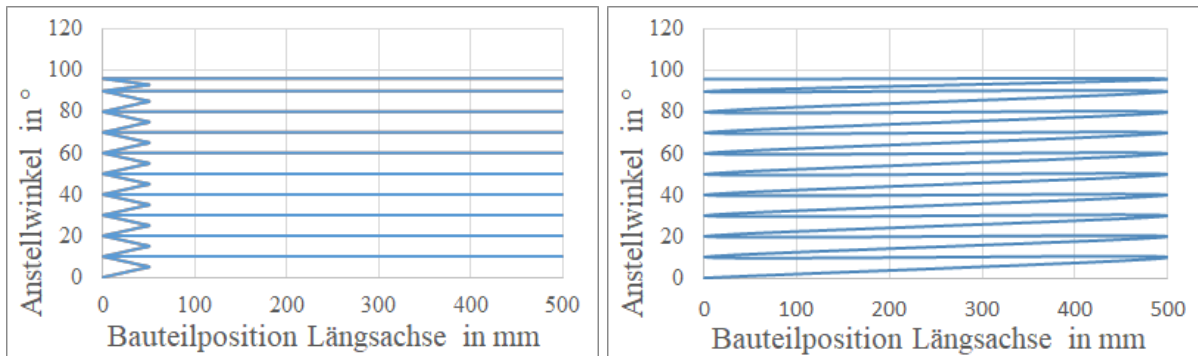


Abb. 5: Verschiedene Zustellbewegungen der Biegeinkremente: kurzes Pendeln am Bauteilanzfang (links); Pendeln entlang der gesamten Flanschlänge, Rückfahrten ohne Winkelzustellung (rechts)

Beim konventionellen Walzprofilieren werden Profilanfang und -ende nicht genutzt, da hier keine gleichbleibenden Prozessbedingungen herrschen und folglich die Ist-Geometrie von der Soll-Geometrie deutlich abweicht (sogenannte „Trompete“). Beim roboterbasierten Rollformen schwanken die Prozessbedingungen in gleicher Weise. Sowohl der Bauteilanzfang als auch das Bauteilende sind freie, offene Enden, die folglich andere Biege widerstandsmomente aufweisen als der als quasistationär anzusehende Bereich in der Bauteilmitte. Die resultierenden Biege winkel weichen bei konstanter Winkelanzstellung zwangsläufig voneinander ab und der Flansch bildet keine gerade Kante. In Abb. 6 ist ein derartiger Kantenverlauf dargestellt. Die gestrichelte gelbe Linie dient als Orientierungshilfe, sodass die Abweichung gut erkennbar ist. Zudem ist die Abweichung quantitativ im Diagramm dargestellt.

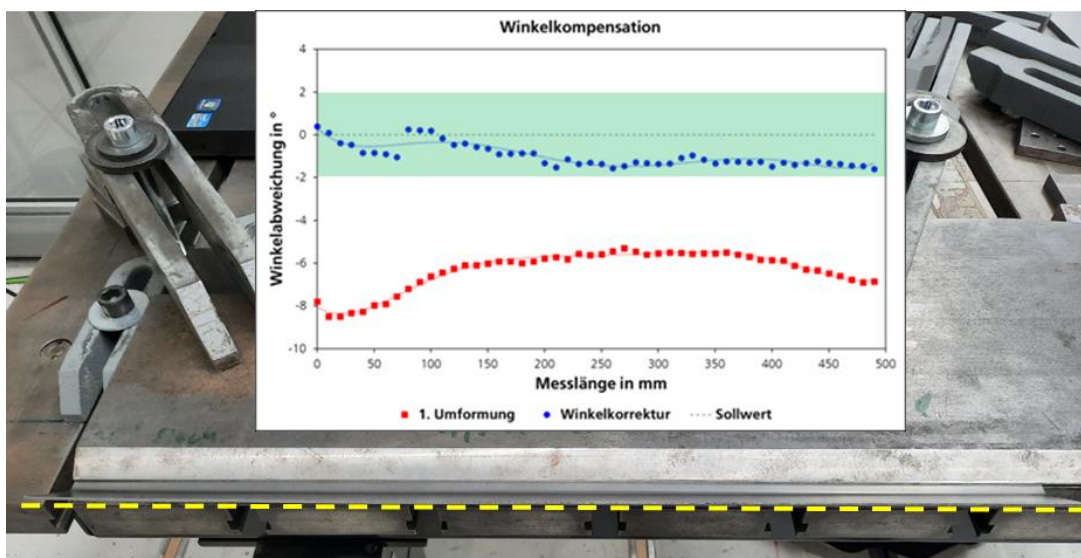


Abb. 6: Abweichung der realisierten Biegekante vom geraden Verlauf (gestrichelte gelbe Linie) aufgrund unterschiedlicher Biege widerstände an den freien Bauteilenden gegenüber dem mittleren Bauteilbereich sowie optisch erfasste Abweichungen vor und nach einer Kompensation durch entsprechende Winkelkorrektur

Im Gegensatz zum konventionellen Verfahren und einer Fertigung im Durchlaufbetrieb besteht beim roboterbasierten Rollformen die Möglichkeit, auf erfasste geometrische Abweichungen reagieren bzw. diese vorausschauend mit der letzten Bahn korrigieren zu können. Die erfolgreiche Kompensation sowohl prozessbedingter Abweichungen als auch der Rückfederung ist im Diagramm in Abb. 6 dargestellt. Hierfür wurde die erreichte Ist-Geometrie der vorletzten Bahn ausgewertet und die Abweichungen während der letzten Bahnbewegung durch eine entsprechende, positionsabhängige Anpassung des Biegeinkrements korrigiert. Neben der optischen Erfassung der Ist-Geometrie ist die kraftsensorische Erfassung und Auswertung Fokus aktueller Forschungsaktivitäten [17].

FlexHyBat Demonstratorbauteil

Die Ergebnisse der grundlegenden Untersuchungen mit einfachen Bauteilgeometrien wurden im Forschungsprojekt „Inkrementelle Leichtbau-Fahrzeugbodengruppe für leichte Nutzfahrzeuge auf Basis 3D-rollgeformter Profile“, kurz FlexHyBat, auf ein komplexes Demonstratorbauteil übertragen und angewandt. Ausgangspunkt hierfür war ein Konzeptentwurf für das Chassis eines Nutzfahrzeuges (Nfz) in Abb. 7 links. Diese Konstruktion wurde fertigungstechnisch umgestaltet und detailliert. Der nach dem StaBiFü®-Ansatz umgestaltete Querträger 3, der als Demonstratorbauteil für die Fertigung mit geringstmöglichem Formspeichergrad in den Werkzeugen konzipiert und mit dem RoRoFo umgesetzt wurde, ist in Abb. 7 rechts dargestellt.

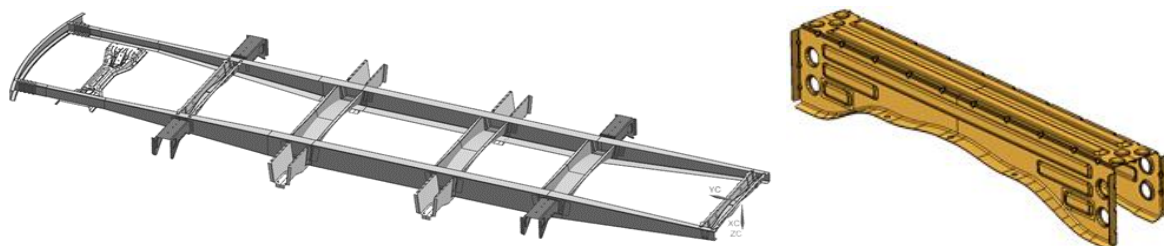


Abb. 7: Konzept und erster Entwurf eines Chassis für Nfz und verschiedene Antriebsstränge (links, Bildquelle EDAG) sowie ein auskonstruierter und detaillierter Querträger 3 (rechts)

Im Gegensatz zur üblichen werkzeuggebundenen Fertigung in 6 bis 8 Stufen im Presswerk wurden nur universelle Werkzeuge genutzt und auf einer Stanzmaschine (TruPunch 5000) sowie auf einer Abkantpresse (TruBend 3120) eingesetzt. Die Flansche wurden durch RoRoFo hergestellt. Abb. 8 zeigt einzelne Fertigungsschritte. Die Formplatte wurde auf der Stanzmaschine als erstes mit flachen Verprägungen durch Rollsicken versteift und dann ausgeschnitten. Im Weiteren wurden die beiden nicht geraden Flansche mittels des roboterbasierten Rollformens realisiert. Dabei steht der linke Flansch in Abb. 8 links nach oben, während der rechte Flansch nach unten gerichtet und damit nicht sichtbar ist.

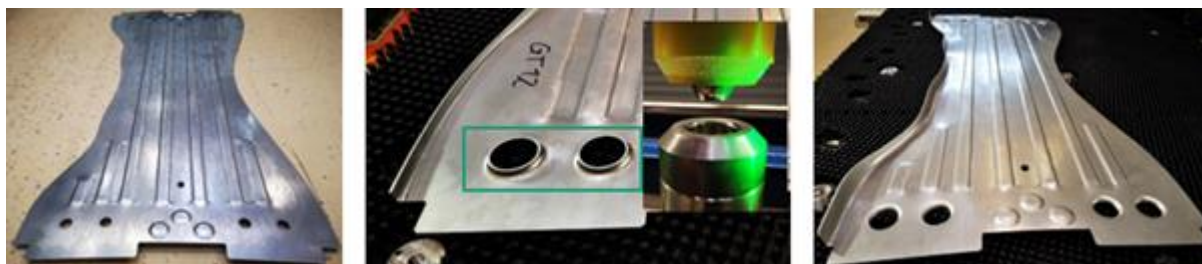


Abb. 8: Ausgewählte Fertigungsschritte des Querträgers 3, links: Platinenzuschnitt mit Rollsicken versteift, Mitte: Kragen an den runden Durchbrüchen und rechts: Bauteil mit nach oben (links) und unten geformten Flanschen (rechts)

In einem nächsten Schritt wurden die runden Durchbrüche mit Kragen versehen. Im Anschluss wurde das so vorgefertigte Bauteil konventionell abgekantet, wobei gleichzeitig Rippen in die Kanten eingepreßt wurden, die versteifend wirken und gleichzeitig die Rückfederung reduzieren.

Abb. 9 zeigt links das beim RoRoFo verwendete Spannsystem, mit dem die vorgeformte Platine mittels Spanneisen auf eine Unterlage, die der Kontur des Flansches folgt, fixiert ist. Daneben ist in Abb. 9, rechts, einer der beiden geformten Flansche dargestellt, der in das Innere des Profils gerichtet ist. Dieser ist in Abb. 10 vorn erkennbar. Der in Abb. 10 ersichtliche hintere Flansch weist über seinen Verlauf hinweg unterschiedliche Flanschbreiten auf, welche durch das Design bzw. anschließende Anbauteile und Fügstellen so erforderlich sind. Der Querträger 3 wurde aus verschiedenen hochfesten Stahllegierungen gefertigt. Eine Variante aus 2 mm dickem ZE600 mit den Abmessungen 1100 x 200 x 175 mm³ (L x B x H) zeigt Abb. 10.



Abb. 9: Bauteil in Spannvorrichtung unmittelbar vor dem roboterbasierten Rollformen (links) sowie fertig rollgeformter Flansch (rechts)



Abb. 10: Finalisierter Querträger 3, welcher ausschließlich mit universell einsetzbaren Werkzeugen gefertigt wurde

Zusammenfassung

Das roboterbasierte Rollformen erweitert das Spektrum flexibler Rollformverfahren und ist geeignet, nicht-lineare Flansche an Bauteilen zu formen. Die kinematische Formgebung erfolgt hierbei mit einem Rollenpaar, das als Endeffektor durch einen Industrieroboter mit serieller Kinematik bewegt wird. Dieser führt sowohl die Vorschub- als auch die Winkelzustellbewegungen aus, während das Bauteil ortsfest ist. Geometrische Anpassungen lassen sich durch Änderung der Bewegungsbahn realisieren und auftretende Abweichungen pro- oder reaktiv korrigieren. Anhand eines Querträgers wurde die Tauglichkeit dieses Verfahrens zur Formgebung nicht-linearer Flansche mit variierender Breite nachgewiesen. Die neuentwickelte Technologie ergänzt die Möglichkeiten etablierter Fertigungsverfahren komplexe Blechstrukturteile ohne bauteilspezifische Werkzeuge wirtschaftlich durch Umformung zu fertigen.

Danksagung

Das Forschungsprojekt FlexHyBat wird mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Klimaschutz (BMWK) im Fachprogramm „Neue Fahrzeug und Systemtechnologie“ unter den Förderkennzeichen 19 I 20019 F gefördert und vom Projektträger TÜV Rheinland Consulting GmbH betreut.



Inkrementelle
Leichtbau-Fahrzeug-
bodengruppe für
leichte Nutzfahrzeuge
auf Basis 3D
rollgeformter Profile



BETREUT VON



Literaturverzeichnis

- [1] R. Neugebauer (Hrsg.): Innovationsallianz "Green Carbody Technologies" – InnoCaT Forschung für die Energie- und Ressourceneffizienz im Automobilbau, Fraunhofer-Institut für Werkzeugmaschinen und Umformtechnik, Chemnitz, - Stuttgart: Fraunhofer Verlag, 2014, ISBN: 978-3-8396-0624-7
- [2] M. Putz: Innovationsallianz „Green Carbody Technologies“ – InnoCaT® (S. 175–195) in Ressourceneffizienz - Schlüsseltechnologien für Wirtschaft & Gesellschaft, Hrsg. R. Neugebauer, Springer Verlag, 2017, ISBN: 978-3-662-52889
- [3] U. Quentin, M. Werner, K. Löffler: Business success by efficiently using forming technology in design, production, and assembly; 5th International Conference on Accuracy in Forming Technology, ICAFT 2015, 2015, S.507–514.
- [4] A. Müllegger, M. Werner: Flexible and economic production of structural parts and ZSB's for small production numbers, Strategies in Car Body Engineering: 15.-16. März 2016, Bad Nauheim, 2016.
- [5] M. Werner: StaBiFü® - efficient manufacturing of structural parts: Presentation held at 5. Automotive Photonics Conference, 14.02.2019, Ditzingen, Germany.
- [6] A. Istrate, Verfahrensentwicklung zum Walzprofilieren von Strukturbauteilen mit über die Längsachse veränderlichen Querschnitten, Aachen: Shaker Verlag, 2003.
- [7] Groche, P., Zettler, A., Berner, S. et al. Development and verification of a one-step-model for the design of flexible roll formed parts. Int J Mater Form 4, 371–377 (2011), doi: 10.1007/s12289-010-0998-3
- [8] P. Beiter, M. Münster, X. Wu: Maßhaltiges Profilieren von Tailor Rolled Blanks. In: Peter Groche (Hg.): 8. Fachtagung Walzprofilieren & [und] 4. Zwischenkolloquium SFB 666. Darmstadt, 14./15. November 2012. Bamberg: Meisenbach, S. 45–56.
- [9] D. Nebeling, B. Engel: Bending profiles with variable cross section. Procedia CIRP. 112. 412-417. (2022), doi: 10.1016/j.procir.2022.09.029.
- [10] A. Sedlmaier, T. Dietl: Recent Advances in the Industrial Application of Flexible (3D) Roll Forming for Automotive Parts by the Use of Modern CAE Tools. In Proceeding of the 34th International Deep Drawing Research Group, Shanghai, China, May 31st-June 3rd 2015; Zhang, S.-H.; Cheng, M.; Shanghai, China, 2015; 633–640.
- [11] Your partner in advanced roll forming, both traditional and flexible 3D. Available online: <https://www.ortic.se/> (accessed on 03 01 2022).

- [12] Sedlmaier, A., Dietl, T. 3D roll forming center for automotive applications. *Procedia Manufacturing* 2018, 767–774, doi: 10.1016/j.promfg.
- [13] Abeyrathna, B., Rolfe, B., Harrasser, J., Sedlmaier, A., Ge, R., Pan, L., Weiss, M. Prototyping of automotive components with variable width and depth. *J. Phys.: Conf. Ser.* 2017, 896 012092, doi: 10.1088/1742-6596/896/1/012092
- [14] Richter, K., Gerstmann, T., Richter-Trummer, V., Ahrens, A., Abdolmohammadi, T., Werner, M, Kräusel, V. Flexible production of profile components from batch size 1 - Robotic rollforming. *WT Werkstattstechnik* 2021, 10, 709–711, <https://dx.doi.org/10.37544/1436-4980-2021-10-55>
- [15] M. Schiller, B. Engel: 3D-swivel-bending (SB³), *Procedia CIRP Volume 112*, pp. 406-411 2022, doi: 10.1016/j.procir.2022.09.028
- [16] DIN 8586, Fertigungsverfahren Biegeumformen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Ausgabe September 2003
- [17] T. Abdolmohammadi, V. Richter-Trummer, A. Ahrens, K. Richter, A. Alibrahim, M. Werner: Virtual Sensor-Based Geometry Prediction of Complex Sheet Metal Parts Formed by Robotic Rollforming, *Robotics* 2023, 12, 33. doi: 10.3390/robotics12020033

Numerische Berechnung des mehrstufigen Rotationszugbiegeprozesses von Flachpaketstatorn für elektrische Maschinen

David Wüeterich^{1,a} und Mathias Liewald¹

¹Institut für Umformtechnik Universität Stuttgart, Holzgartenstr. 17, 70174 Stuttgart, Deutschland

^adavid.wueterich@ifu.uni-stuttgart.de

Keywords: Rotationszugbiegen, FEM, Rückfederung, elektrische Maschinen

Abstract. Die vorliegende Publikation enthält eine Zusammenfassung bisher durchgeführter numerischer und experimenteller Untersuchungen zum Flachpaketbiegeverfahren, welches zur Herstellung von hocheffizienten Statorn für elektrische Maschinen verwendet wird. Die Untersuchungen entstanden in einer Kooperation zwischen dem Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart und der SEG Automotive Germany GmbH. Basierend auf den Ergebnissen vorheriger Arbeiten zur Modellierung des Flachpaketbiegeprozesses werden hier weiterentwickelte Optimierungsrechnungen gezeigt, die im realen Fertigungsbetrieb validiert und anschließend aufgrund der erheblichen Reduktion der bis dato erreichten Rundheitsabweichungen in der laufenden Produktion übernommen wurden. Die vier Variablen des hier vorgestellten mathematischen Optimierungsproblems sind die Vorspannkräfte, die in jeder der vier aufeinanderfolgenden Biegeoperationen eingestellt werden können. Das Zusammenführen von vier Residualkurven mit den korrespondierenden Ergebniswerten ergibt einen mathematisch berechneten Statorprofilschnitt, dessen Rundheitsabweichungen durch Variieren der vier Variablen minimiert wird. Das Einstellen der ermittelten Vorspannkraft pro Biegestation führte einerseits zu einer Bestätigung des Rechenmodells und andererseits zu einer Senkung der Rundheitsabweichungen von bis zu 25 %.

Einführung

Forderungen nach Antrieben für Personenkraftwagen mit höchster Effizienz und geringen Schadstoffemissionen führen in der Automobilindustrie aktuell zu neuen Designs von elektrischen Maschinen im Antriebsstrang. Insbesondere bei der Fertigung von Statorn ergeben neue Trends elektromagnetische Baugruppen mit höchsten Füllfaktoren und damit hohen Energiedichten. Abb. 1 zeigt einen schematischen Ausschnitt einer elektrischen Maschine mit relevanten Begriffen für die Charakterisierung des Stators und dessen Eigenschaften innerhalb der Baugruppe. Der sogenannte mechanische Füllfaktor k ergibt sich nach [1] aus dem Verhältnis zwischen dem gesamten Querschnitt der isolierten Drähte A_{Draht} innerhalb einer Nut und dem verfügbaren Querschnitt der Nut $A_{\text{Nut,iso}}$ selbst. Es ist hervorzuheben, dass die Nutquerschnittsfläche in dieser Betrachtung durch die Isolationsfolie reduziert wird. Der mechanische Füllfaktor dient zur Bewertung von Statorfertigungsverfahren.

$$k = A_{\text{Draht}}/A_{\text{Nut,iso}}. \quad (1)$$

Die gesamte Leiterlänge ergibt sich aus den aktiven Drahtabschnitten innerhalb der Nuten des Statorkerns und den Abschnitten im sogenannten Wickelkopf. Der Wickelkopf bildet das Fundament der Verschaltung der aktiven Drähte, trägt jedoch nicht zur Bildung des effektiven Magnetfelds bei. Trotzdem entstehen in diesen Leiterabschnitten ohmsche Verluste, die über eine Reduktion der Länge, also über möglichst kleine Wickelköpfe, gesenkt werden können. Kleine Wickelköpfe stellen eine besondere Herausforderung in der Statorherstellung dar [1].

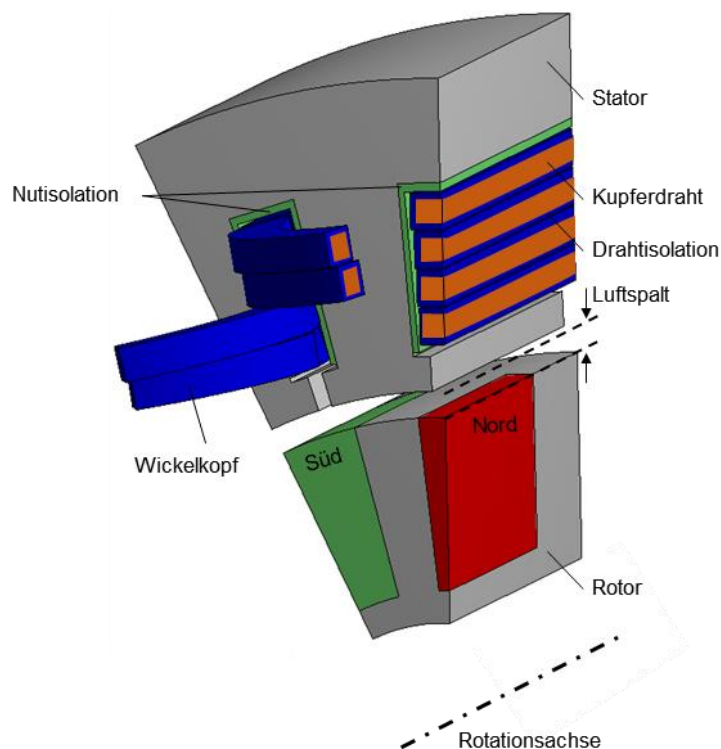


Abb. 1: Schematischer Ausschnitt einer elektrischen Maschine bestehend aus einem Rotor und einem Stator mit Wicklungen aus Kupferlackdraht, Nutisolationen und dem Stator kern aus Elektroblech nach [5]

Darüber hinaus ist die hohe Nachfrage nach performanten Statorn heute unter Produktionsaspekten mit hohen Automatisierungsgraden verbunden, die aktuell nur mit zwei Verfahrensgruppen erreichbar scheinen. Die erste Gruppe, die Steckwickelverfahren (zum Beispiel Hairpin- oder I-pin-Verfahren), ermöglichen hohe Füllfaktoren durch das koaxiale Einstecken von vorgeformten Wicklungssegmenten in den innengenuteten Stator kernen [2] aus sogenannten Elektroblechen [3]. Nach diesem Vorgang werden die Wicklungsenden umgeformt und stoffschlüssig gefügt. Insbesondere mit der Verwendung von Profildrähten können dadurch hohe Füllgrade auch unter hohen Automatisierungsanforderungen erreicht werden. Da die Leitfähigkeit von der Güte des stoffschlüssigen Fügeprozesses abhängt, stellt dieser eine wesentliche Herausforderung dieses Verfahrens dar [4].

Das Flachpaketbiegen basiert hingegen auf einem flachen, kammähnlichen Stator kern, welcher mit Kupferwicklungen bestückt wird. In diesem Zustand sind die Nutöffnungen vergleichsweise groß, sodass das Bestücken kraftfrei und automatisiert ablaufen kann. Während des anschließend folgenden vierstufigen Biegeprozesses zur Erzeugung der kreisförmigen Stator geometrie verringert sich der Nutquerschnitt. Dadurch nimmt der Füllgrad in einem relevanten Maß zu. Der Herstellungsprozess schließt mit einer Kalibrier- und Fügeoperation des noch offenen Stator kernes ab. Eine wesentliche Herausforderung des Flachpaketverfahrens besteht in der erreichbaren Rundheit der Stator innenkontur nach dem Biegen des bestückten Flachpaketes. Neben dem bereits genannten Füllfaktor, der Wickelkopfgröße und dem Automatisierungsgrad stellt die Rundheit der Stator innenkontur eine besonders wichtige Eigenschaft für die Leistung der elektrischen Maschine dar. Rundheitsabweichungen führen dazu, dass ein größerer mittlerer Luftspalt zwischen Stator und Rotor angenommen werden muss, um einen Kontakt zwischen beiden Komponenten im Betrieb zu vermeiden. Der Luftspalt zwischen Stator und Rotor bildet einen Widerstand im magnetischen Kreis, da die Permeabilität von Luft deutlich kleiner als die des Eisenkerns ist [5].

Der mehrstufige Biegeprozess von Flachpaketen erweist sich als komplex in der Vorhersage bzw. der Berechnung der resultierenden Geometrie insbesondere bezogen auf die Rundheit des

erzeugten Stators. Vier sequenzielle Biege- und Rückfederungsstufen mit verschiedenen Biegewinkeln müssen bei diesem Verfahren aufeinander abgestimmt werden. Die Biegeoperationen können dem Rotationszugbiegen nach [6] zugeordnet werden, sodass sich Erkenntnisse aus dem Profilbiegen auf das Flachpaketbiegen übertragen lassen [7, 8]. Darüber hinaus besteht die Flachpaketbaugruppe aus Komponenten mit aufwändigen geometrischen Ausprägungen (z. B. vorgewickelte Spulen), verschiedenen Werkstoffeigenschaften (z. B. Siliziumeisen und Kupfer) sowie komplexen Kontaktbedingungen, die sich im Laufe des Prozesses stets verändern. Aus diesem Grund hängt die Auslegung des Prozesses bisher stark vom Erfahrungswissen einzelner Personen in der Produktion ab. Zur systematischen Vertiefung des Prozesswissens zu dieser komplexen Biegesequenz wurden in zurückliegenden Untersuchungen FE-basierte Prozessmodelle in Ansys Workbench 18.2 aufgebaut, mit denen Fragestellung zum Flachpaketverfahren systematisch untersucht werden konnten. Im Folgenden werden diese zusammengefasst.

FE-Modellierung des mehrstufigen Biegeprozesses

Erste Ansätze bestanden in der Analyse des Biegeverhaltens von leeren Flachpaketen, also der Statorkomponente mit 80 Statorzähnen ohne eingelegte Wicklungen [9]. Anschließend wurden spezielle Detailmodelle zur Berechnung des Einflusses der Wicklungen auf das Biege- und Rückfederungsverhaltens der gesamten Flachpaketbaugruppe [10] entwickelt. Aus diesen Detailmodellen wurden Ersatzmodelle der Wicklungen abgeleitet, mit denen eine effiziente Berechnung der Einflüsse der Wicklung möglich war. Im weiteren Verlauf wurde die vollständige Biegesequenz, bestehend aus vier aufeinanderfolgenden Biege- und Rückfederungsoperationen mit einer anschließenden Kalibrier- und Fügeoperation modelliert [11, 12]. Abb. 2 zeigt den Grundaufbau der Biegewerkzeuge (Biegeform und Gegenhalter inklusive Federelement) sowie das Werkstück mit ausgeblendeten Wicklungen. Mithilfe einer aufwändigen Aneinanderreihung von Lastschritten konnte die vollständige Sequenz innerhalb einer einzigen Simulationsumgebung aufgebaut werden, sodass kein Mapping zwischen einzelnen Berechnungen notwendig war. Dazu wurden alle Biegeformen, die zu einem bestimmten Zeitpunkt nicht im Eingriff sind, trotzdem mit dem Werkstück mitgeführt und erst zu einem späteren Zeitpunkt aktiviert.

Beispielsweise führt Biegeform 1 (Bf_1) eine Biegeoperation durch, während Bf_{2-4} inaktiv sind und sich kraftfrei mit dem Werkstück mitbewegen. Die Rückfederung des Werkstücks lässt sich durch eine Bewegung des Gegenhalters Gh_1 in negativer vertikaler Richtung ermöglichen. Nach Beendigung des Biege- und Rückfederungsvorganges des ersten Biegesegments wird Bf_1 deaktiviert und die nächste Biegeform aktiviert. Damit ist gemeint, dass alle Freiheitsgrade bis auf die Drehung um den Mittelpunkt der Biegeform null sein müssen. Der entsprechende Gegenhalter bewegt sich in vertikaler Richtung, bis dieser am Werkstück anliegt. Anschließend erfolgt die Biegeoperation durch eine vorgegebene Drehung des aktiven Werkzeugs um dessen Mittelpunkt.

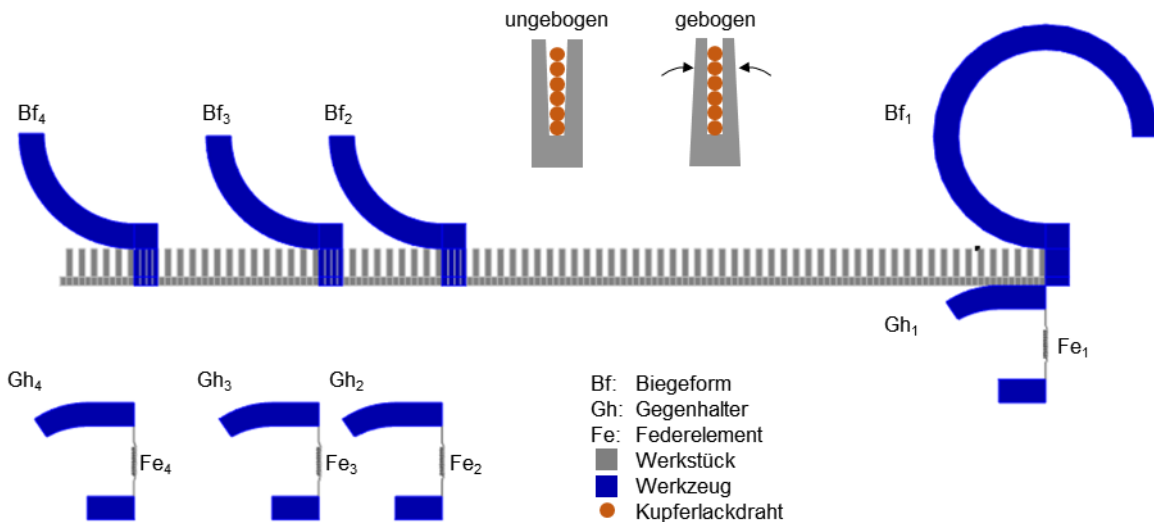


Abb. 2: Simulationsmodell des mehrstufigen Flachpaketbiegeprozesses mit vier Werkzeugpaarungen bestehend aus einer Biegeform Bf_{1-4} , einem Gegenhalter Gh_{1-4} inkl. Federelement Fe_{1-4} . Schnittansicht eines ungebogenen und gebogenen Statorsegments mit Wicklungen aus Kupferlackdraht

Im realen Biegeautomaten des Flachpaketprozesses ist die Biegeform zur Erzeugung des Biegemoments in einer vertikal beweglichen Traverse gelagert. Mit dem eingestellten Druck im pneumatischen Linearantrieb der Traverse kann eine Vorspannkraft zwischen Biegeform und Werkstück eingestellt werden. Die betrachteten Biegeautomaten enthalten außerdem Kraftmessdosen zur Überprüfung der tatsächlich aufgetragenen Vorspannkraft. Aufgrund der einfacheren Modellierung erfolgte die Implementierung dieser Vorspannkraft mittels eines Federelements nicht an der Biegeform, sondern am Gegenhalter. Die geometrische Vorpositionierung des Federelements und die Bestimmung einer entsprechenden Federsteifigkeit lieferten die gewünschten Vorspannkraft im FE-Modell. Im Zuge der ersten Modellierungsarbeiten und experimentellen Untersuchungen stellte sich heraus, dass insbesondere das Aufbringen einer Vorspannkraft als Parameter zur Beeinflussung der Biegerandbedingungen verwendet werden kann. Zu dieser Thematik wurden vergleichbare Ansätze in Arbeiten zum Profilbiegen identifiziert, in denen die Federelemente als Achssteifigkeit zur Genauigkeitssteigerung der Simulation berücksichtigt wurden [13].

Experimentelle Untersuchungen und Ergebnisse

Die Rundheit von Statoren stellt ein wichtiges Leistungsmerkmal innerhalb der Baugruppe einer elektrischen Maschine dar. Die Messung erfolgt im realen Fertigungsbetrieb zum Beispiel mithilfe von Koordinatenmessmaschinen, die zur Stichprobenmessung im laufenden Prozess angewendet werden können. Im Anschluss an eine Referenzmessung werden dazu die Köpfe der Statorzähne mit einem Kugeltaster abgetastet, um deren Positionen bezüglich eines Referenzkoordinatensystems zu ermitteln. So können in mehreren Schnittebenen des Stators Profilschnitte erzeugt werden, für die innerhalb einer Messebene ein Mittelpunkt z. B. nach dem Prinzip der kleinsten Fehlerquadrate berechnet wird. Idealerweise würden alle Messpunkte den gleichen Abstand zu diesem berechneten Mittelpunkt aufweisen. Beim Flachpaketbiegen können prozessbedingt aktuell Rundheitsabweichungen von mehr als 0,5 mm vorliegen. Abb. 3 zeigt auf der linken Seite den Profilschnitt eines Referenzversuchs $PS_{ref}(Z_{p,i})$ basierend auf einem Referenzpunkt $Z_{p,i}$ für jeden der 80 Statorzähne. Im Anschluss an die Kalibrier- und Fügeoperation findet im Prozess der SEG Automotive Germany GmbH ein weiterer Kalibriervorgang zur Reduktion der Rundheitsabweichungen statt. Aus diesem Grund liegen für diesen Zustand lediglich interne Eingriffsgrenzen vor.

In Voruntersuchungen wurde festgestellt, dass die eingestellte Vorspannkraft zwischen Biegeform und Werkstück einen signifikanten Einfluss auf die Rundheit eines gemessenen Profilschnittes aufweist. Das Diagramm auf der linken Seite von Abb. 3 enthält ebenfalls einen Profilschnitt mit veränderter Vorspannkraft in der dritten Biegeoperation und zeigt Veränderungen der Rundheit im gesamten Profilschnitt, obwohl lediglich ein Segment des Stators mit anderen Biegerandbedingungen gebogen wurde. Die Ursache hierfür liegt in der Position des nach Gauß berechneten Mittelpunktes. Diese Tatsache erschwert die intuitive Ermittlung von geeigneten Maschineneinstellungen. Aus diesem Grund wurden für den weiteren Verlauf sog. Residualkurven definiert, welche den Unterschied zwischen dem Profilschnitt des Referenzversuchs und eines Versuchs mit veränderten Maschineneinstellungen an jedem Messpunkt beschreiben. Bezogen auf den Referenzversuch führt eine Veränderung der Vorspannkraft zu einer Veränderung des Profilschnitts und ergibt damit eine Residualkurve. Das rechte Diagramm in Abb. 3 zeigt exemplarisch die Residualkurve infolge einer Änderung der Vorspannkraft in der dritten Biegestation. Zusätzlich ist das Ergebnis aus der FE-Simulation zu sehen.

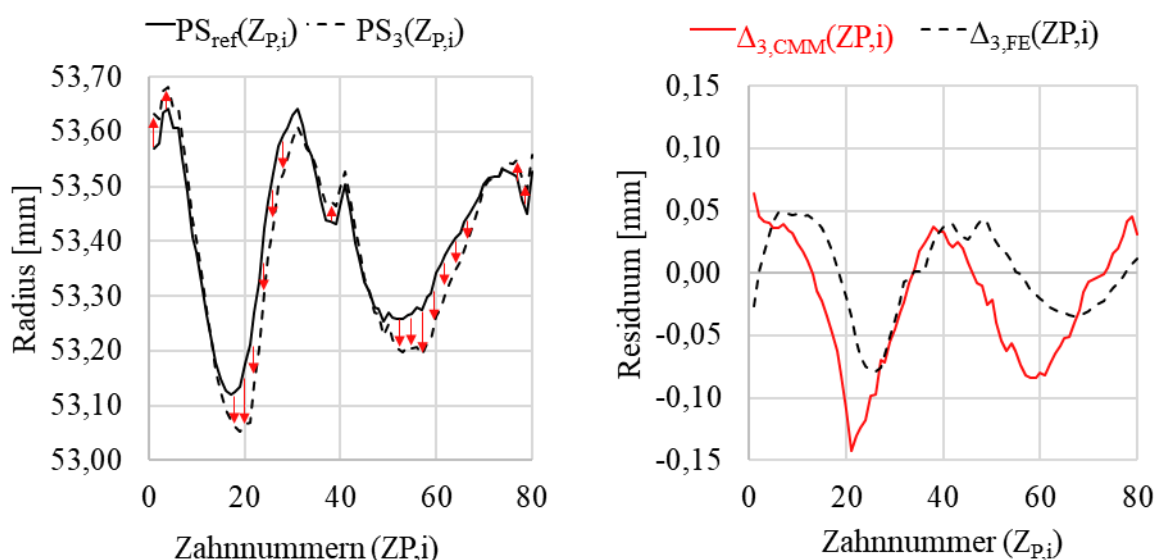


Abb. 3: links: Profilschnitte des Referenzversuchs $PS_{ref}(Z_{P,i})$ und mit veränderter Vorspannkraft in der dritten Biegestation $PS_3(Z_{P,i})$; rechts: experimentell bestimmte $\Delta_{3,CMM}(Z_{P,i})$ und mittels FE $\Delta_{3,FE}(Z_{P,i})$ berechnete Residualkurven

Der Vergleich zwischen experimentell ermittelter und mittels FE berechneter Residualkurve dient zur Beurteilung der Güte des gesamten Simulationsmodells. Insbesondere bei den Extremwerten der Residualkurve können vergleichbare Charakteristika bzw. nur leichte Verschiebungen festgestellt werden. Diese Vergleiche wurden für Änderungen der Vorspannkraft in allen vier Biegestufen durchgeführt und insgesamt eine hohe Übereinstimmung zwischen FE-Ergebnis und Messung festgestellt. Für den weiteren Verlauf kennzeichnet der Index der Residualkurve die Biegestation, in der eine Veränderung bezogen auf die Maschineneinstellungen des Referenzversuchs vorgenommen wurde.

Mathematisches Modell zur Optimierung der Statorrundheit

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zeigen, dass eine Änderung der Maschineneinstellungen zu veränderten Profilschnitten und damit zu charakteristischen Residualkurven führen. Aufgrund der Abhängigkeit des berechneten Statormittelpunktes von dem Profilschnitt, führt die geometrische Änderung eines einzelnen Statorsegments zu einer Veränderung des gesamten Profilschnitts. Aus diesem Grund erweisen sich die Zusammenhänge zwischen aufgebrauchten Vorspannkraften und dem resultierenden

Profilschnitt als nicht intuitiv begründbar, sodass sich neue Herausforderungen bei der Optimierung der Statorgeometrie ergaben. Der folgende Abschnitt beschreibt daher die Entwicklung eines mathematischen Ansatzes zur systematischen Ermittlung von Maschineneinstellungen, mit denen die Rundheitsabweichungen der Statoren unter Produktionsbedingungen reduziert werden konnte. Das mathematische Modell stellt eine Weiterentwicklung des bereits in [14] vorgestellten Berechnungsmodells dar.

Der Profilschnitt des Referenzversuchs wird gemessen, nachdem ein Flachpaket mit bekannten Maschineneinstellungen alle Biegevorgänge und die finale Kalibrier- und Fügeoperation durchlaufen hat. Die geometrische Differenz zwischen dem Referenzprofilschnitt und einem beliebigen Profilschnitt wurde als Residualkurve beschrieben. Diese Definition wird in der Form genutzt, dass ein Profilschnitt mathematisch ermittelt werden kann, indem eine Residualkurve zum Profilschnitt des Referenzversuchs addiert wird. Dieser berechneten Residualkurve liegen folgende zwei Annahmen zugrunde:

- Residualkurven ändern sich proportional zur Änderung der Vorspannkraft und
- die Addition mehrerer Residualkurven zu einer gesamten Residualkurve Δ_{math} ist zulässig.

Gemäß der Analyse in [14] kann für Änderungen der Vorspannkraft zwischen 3 und 13 kN von einer nahezu proportionalen Veränderung der Residualkurven ausgegangen werden. Dies traf insbesondere auf die Extrempunkte der Residualkurve zu, die eine besonders hohe Relevanz für die Optimierungsrechnung aufweisen. Die zweite Annahme bezieht sich auf die Addition mehrerer Residualkurven zu einer gesamten Residualkurve, welche eine Superkompensation der einzelnen Verläufe darstellt. Mit diesem mathematischen Modell ist es möglich, die Veränderungen in jeder Biegestation zu skalieren und deren Wirkung auf das Gesamtergebnis zu berechnen. Gleichung (2) beschreibt die gesamte Residualkurve Δ_{math} , welche sich aus den einzelnen Residualkurven Δ_{1-4} zusammensetzt:

$$\Delta_{\text{math}}(Z_{P,i}) = w_1 \cdot \Delta_1(Z_{P,i}) + w_2 \cdot \Delta_2(Z_{P,i}) + w_3 \cdot \Delta_3(Z_{P,i}) + w_4 \cdot \Delta_4(Z_{P,i}) \quad (2)$$

Die einzelnen Residualkurven werden mithilfe der Faktoren w_{1-4} in einem Wertebereich von -1 bis 1 skaliert bzw. gewichtet. Dieser Wertebereich stellt damit eine Interpolation der experimentellen Versuche dar. Die Addition des Profilschnitts des Referenzversuchs $PS_{\text{ref}}(Z_{P,i})$ mit der berechneten Residualkurve ergibt einen berechneten Profilschnitt $PS_{\text{math}}(Z_{P,i})$, siehe Gleichung (3). Eine Festlegung der Gewichtungsfaktoren w_{1-4} mit einem Wert von 0 ergibt die Referenzkurve. Gewichtungsfaktoren von +1 repräsentieren Profilschnitte mit der Maximal eingestellten Vorspannkraft in der jeweiligen Biegeoperation. Der Profilschnitt ergibt sich folgendermaßen aus den Einzelverläufen in Abhängigkeit von den Gewichtungsfaktoren w_{1-4}

$$PS_{\text{math}}(Z_{P,i}, w_{1-4}) = PS_{\text{ref}}(Z_{P,i}) + \Delta_{\text{math}}(Z_{P,i}, w_{1-4}) \quad (3)$$

Die Rundheitsabweichungen $RA_{\text{math}}(Z_{P,i}, w_{1-4})$ auf der Innenseite des Stators ergeben sich aus der Differenz zwischen Maximal- und Minimalwert des berechneten Profilschnitts gemäß Gleichung (4).

$$RA_{\text{math}}(Z_{P,i}, w_{1-4}) = \max(PS_{\text{math}}(Z_{P,i}, w_{1-4})) - \min(PS_{\text{math}}(Z_{P,i}, w_{1-4})) \quad (4)$$

Die ermittelten Gleichungen (3) und (4) lassen sich im nächsten Schritt in ein mathematisches Optimierungsproblem überführen, wobei die Rundheitsabweichungen sich als Differenz zwischen dem Maximal- und Minimalwert des berechneten Profilschnitts darstellen. Das Optimierungsziel besteht in der Minimierung dieser Differenz, die Variablen sind die vier Gewichtungsfaktoren w_{1-4} .

Gleichung (5) zeigt die Formulierung, welche beispielsweise vom *Generalized Reduced Gradient Solver* in MS Excel gelöst werden kann

$$\min_{w_1, w_2, w_3, w_4 \in [-1, 1]} (RA_{\text{math}}(Z_{P,i}, w_1, w_2, w_3, w_4)). \quad (5)$$

Im realen Prozess lassen sich die Vorspannkräfte einstellen, um das geometrische Ergebnis insbesondere die Rundheitsabweichungen der Statorinnenkontur zu verändern. Mithilfe des mathematischen Modells in Gleichung (5) können Rundheitsabweichungen bei bestimmten Gewichtungsfaktoren berechnet werden. Sobald das optimale Ergebnis gefunden wurde, liefert eine Rückrechnung der Gewichtungsfaktoren auf die entsprechenden Vorspannkräfte das Ergebnis der Optimierung. Dieses Ergebnis besteht aus einer optimalen Vorspannkraft pro Biegestation, mit der die geringsten Rundheitsabweichungen erzielt werden können. In den gezeigten Untersuchungen wurden Vorspannkräfte berechnet, mit denen eine Reduzierung der Rundheitsabweichungen von 21 % prognostiziert wurde. Abb. 4 zeigt das experimentell ermittelte Statorprofil des Referenzversuchs und das berechnete Statorprofil mit optimierten Maschineneinstellungen.

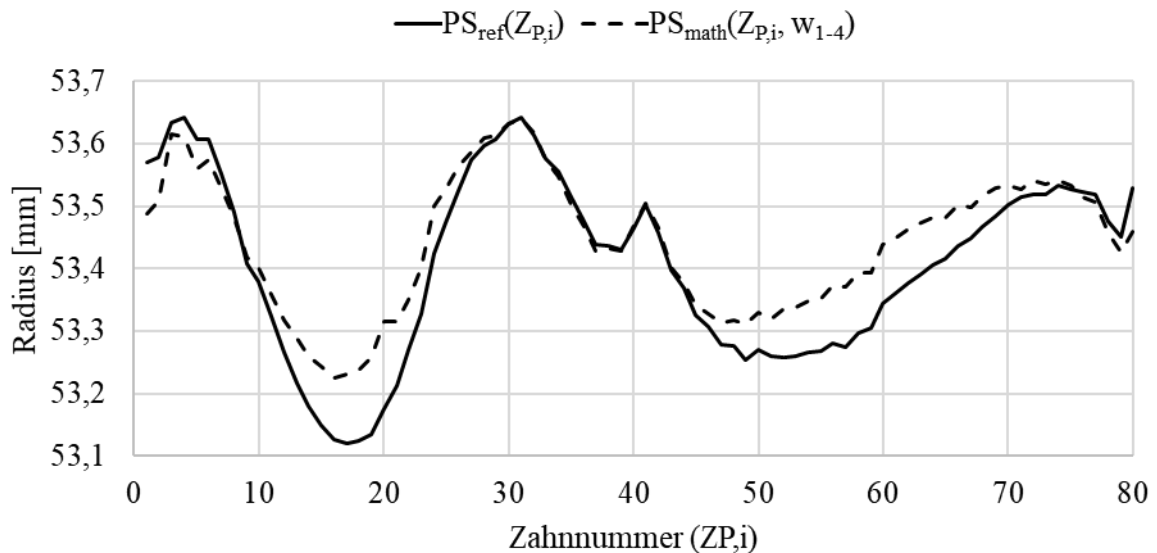


Abb. 4: Experimenteller Profilschnitt des Referenzversuchs PS_{ref}(Z_{P,i}) und berechneter Profilschnitt mit optimalen Gewichtungsfaktoren PS_{math}(Z_{P,i}, w₁₋₄)

Mit den Biegeautomaten konnten die berechneten Verbesserungen des Profilschnitts erfolgreich bestätigt werden. Anschließend wurden weitere Versuche unternommen, indem die Grenzen für die Gewichtungsfaktoren des in Gleichung (5) formulierten Optimierungsproblems aufgehoben wurden, sodass auch eine Extrapolation der Versuchsreihe auf Maschineneinstellungen außerhalb der Versuchseinstellungen möglich war, siehe Gleichung (6).

$$\min_{w_1, w_2, w_3, w_4} (RA_{\text{math}}(w_1, w_2, w_3, w_4)) \quad (6)$$

Auch diese Optimierungsergebnisse konnten in den Praxisbetrieb zurückgeführt und experimentell bestätigt werden. Der Durchschnitt dreier Versuche mit optimierten Maschineneinstellungen ergab eine Rundheitsabweichung von 0,39 mm, welche eine Reduzierung von 25 % bezüglich des Referenzversuchs darstellt.

Übertragung der Erkenntnisse auf den Produktionsbetrieb

Abb. 5 zeigt den Profilschnitt des Referenzversuchs $PS_{ref}(Z_{P,i})$ und den berechneten Profilschnitt $PS_{math}(Z_{P,i}, w_{1-4})$ mit optimierten Maschineneinstellungen als gestrichelte Linie. Das blaue Feld zeigt die Messwerte von 15 Statoren, die mit diesen Maschineneinstellung zur Bestätigung für den Fertigungsbetrieb durchgeführt wurden. Im Durchschnitt konnte eine Rundheitsabweichung von 0,37 mm erzielt werden. In der Versuchsreihe wurden maximale Rundheitsabweichungen von 0,41 mm und minimale Rundheitsabweichungen von 0,34 mm gemessen. Die Ergebnisse dieser Untersuchung bestätigen einerseits den systematischen Ansatz zur Ermittlung geeigneter Maschinenparameter, andererseits konnten die Rundheitsabweichungen eines aktuellen Serienproduktes erheblich gesenkt werden.

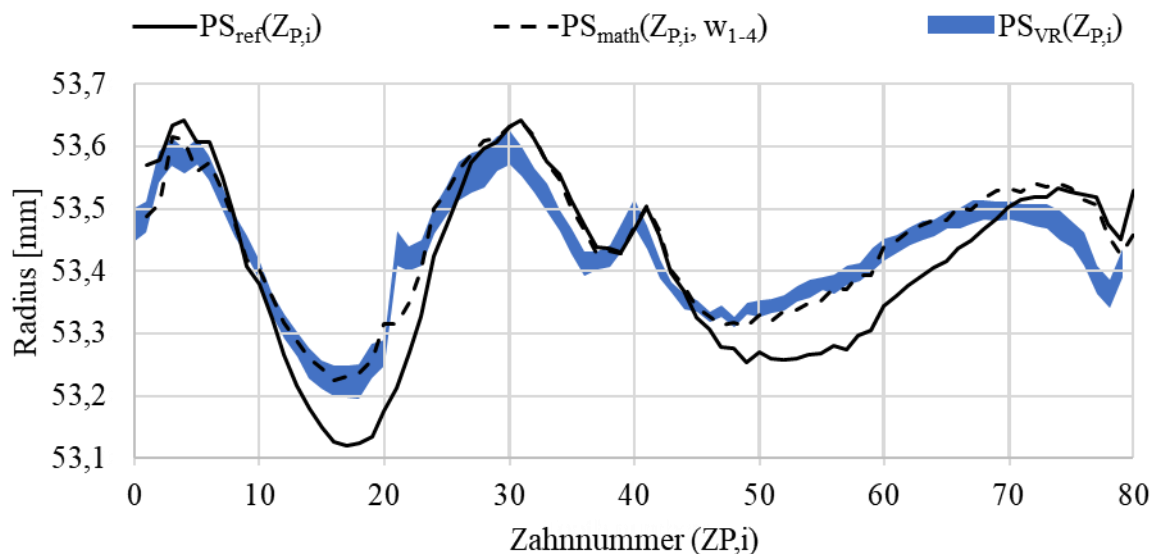


Abb. 5 Diagramm zum Vergleich des Profilschnitts des Referenzversuchs $PS_{ref}(Z_{P,i})$ und der Optimierungsrechnung $PS_{math}(Z_{P,i}, w_{1-4})$ mit den Profilschnitten der Versuchsreihe $PS_{VR}(Z_{P,i})$ mit 15 Proben

Zusammenfassung

Die in dieser Veröffentlichung dargestellten Ergebnisse umfassen numerische und experimentelle Untersuchungen zur Steigerung des Prozessverständnisses und zur Reduzierung der Rundheitsabweichungen in der Fertigung von Flachpaketstatoren. Basierend auf den Erkenntnissen aus mehrstufigen FE-Modellen wurde ein experimenteller Versuchsplan erstellt, durchgeführt und ausgewertet. Die Versuchsergebnisse dienen als Basis für mathematische Optimierungsrechnungen zur Ermittlung optimaler Prozesseinstellungen in Bezug auf die Rundheitsabweichungen nach dem Biegen des Flachpaketes. Die eingestellten Vorspannkkräfte in jeder Biegestufe bildeten dabei die Variablen der Optimierungsrechnungen, die Rundheitsabweichungen das Minimierungsziel. Zur Validierung dieser mathematischen Ergebnisse wurden weitere Versuchsreihen mit den entsprechenden Maschineneinstellungen durchgeführt. Geringfügige Abweichungen zwischen der Vorhersage und den gemessenen Statorrundheiten lieferten den Nachweis für die grundsätzliche Eignung der Optimierungsrechnung. Darüber hinaus konnten die Rundheitsabweichungen um etwa 25 % reduziert werden.

Literaturverzeichnis

- [1] J. Fleischer et al., Handbuch der Wickeltechnik für hocheffiziente Spulen und Motoren: Ein Beitrag zur Energieeffizienz. Berlin, Heidelberg: Springer-Vieweg, 2016.
- [2] F. Wirth, T. Kirgör, J. Hofmann and J. Fleischer, “FE-Based Simulation of Hairpin Shaping Processes for Traction Drives,” 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC), IEEE, pp. 1–5, 2018.
- [3] DIN EN 10106: Kaltgewalztes nicht kornorientiertes Elektroband und -blech im schlussgeglühten Zustand, Stand: 2016.
- [4] A. Kampker, K. Kreisköther, K. D. Bning and P. Treichel, “Herausforderung Hairpintechnologie Technologieschub für OEMs und Anlagenbauer,” ATZelektronik, vol. 5, pp. 62–67, 2018.
- [5] D. W ter ich, M. Kopp and M. Liewald, “Validation of Bending Simulation Models Based on the Strength Influences of Electrical Steel Sheets on Stator Core Radius,” 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), IEEE, pp. 1–6, 2019.
- [6] VDI 3430: Rotationszugbiegen von Profilen, Stand Juni 2014.
- [7] B. Engel, C. Gerlach und S. Cordes. "Biegemomentenabschätzung des Dornbiegeverfahrens", UTF-Science, vol. 2, pp. 1-8, 2008.
- [8] C. Heftrich, R. Steinheimer und B. Engel. "Rotary-draw-bending using tools with reduced geometries", in 17th International Conference on Metal Forming, 2018, pp. 804-811.
- [9] D. W ter ich, M. Kopp and M. Liewald, “Numerical investigations on the influence of material properties on bending behavior of comb shaped stator bodies,” AIP Conference Proceedings, vol. 2113, pp. 1–8, 2019.
- [10] D. W ter ich, M. Kopp and M. Liewald, “FE-based sensitivity analysis of stator winding geometries regarding bending behavior using flatpack bending,” 20. Internationales Stuttgarter Symposium, Springer Vieweg, pp. 197–207, 2020.
- [11] D. W ter ich, M. Kopp and M. Liewald, “Simulation von Biege- und Schweißprozessen von Flachpaketen für die Fertigung von Statorpaketen,” Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, vol. 115.11, pp. 779–782, 2020.
- [12] D. W te rich, M. Kopp and M. Liewald, “Experimental Springback Validation of a Finite Element Model of Multi-stage Stator Bending,” Congress of the German Academic Association for Production Technology, Springer Berlin Heidelberg, pp. 202–211, 2020.
- [13] 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, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.promfg.2019.02.100.
- [14] D. W ter ich, M. Kopp and M. Liewald, “Numerical Simulation and Experimental Validation of Flatpack Bending and Joining Process,” 10th International Electric Drives Production Conference (EDPC), IEEE, pp. 1–8, 202

Mit dem 6. Biegeforum hat der Lehrstuhl für Umformtechnik an der Universität Siegen ein neues Format geschaffen, in dem neben der Industrie nun auch den Forschenden ein eigener Schwerpunkt am Forum gegeben wird. Im vorliegenden Tagungsband sind Fachvorträge zum aktuellen Stand der Forschung sowie von Innovationen in der Umformtechnik zusammengefasst. Sie geben einen spannenden Einblick in hochaktuelle Forschungsergebnisse zum Biegen. Seit seiner erstmaligen Auflage im Jahr 2011 hat sich das Biegeforum zu dem etablierten Treffpunkt für Wissenschaft und Praxis entwickelt. Es findet fortan im zweijährigen Rhythmus statt.

ISBN 978-3-96182-155-6
ISSN 2191-0030

universi
UNIVERSITÄTSVERLAG SIEGEN