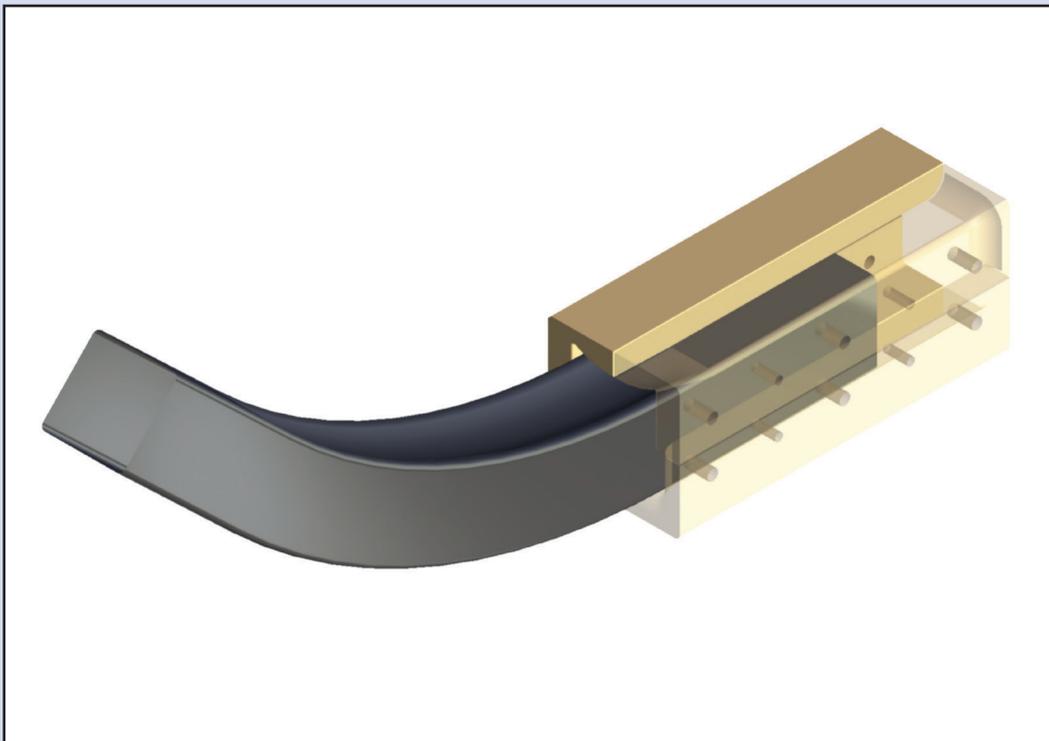


Matthias Konrad Werner

## Freiformbiegen von rechteckigen Hohlprofilen



50  
Maschinenbau

---

Lehrstuhl für  
Umformtechnik  
und Gießereiwesen

*Schriftenreihe Umformtechnik  
und Gießereiwesen*



# Freiformbiegen von rechteckigen Hohlprofilen

*Matthias Konrad Werner*

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation.

Vorsitz:

Prof. Dr. rer. nat. Tim Lueth

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Prof. Dr.-Ing. Sebastian Härtel

Die Dissertation wurde am 31.01.2024 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 24.07.2024 angenommen.

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <https://portal.dnb.de> abrufbar.

**Impressum:**

Copyright © 2024 der vorliegenden Ausgabe: Matthias Konrad Werner

Grafiken und Bilder, sofern nicht anders gekennzeichnet: Matthias Konrad Werner

Das Werk einschließlich aller seiner Teile ist urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung ist ohne Zustimmung der Rechteinhaber unzulässig. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie Speicherung und Verarbeitung mittels elektronischer Systeme. Sofern in diesem Buch eingetragene Warenzeichen, Handels- und Unternehmens- sowie Gebrauchsnamen genannt werden, gelten für sie die entsprechenden Schutzbestimmungen, auch wenn diese nicht speziell als solche gekennzeichnet sind.

Herausgeber: Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg), TUM School of Engineering and Design, Technische Universität München

Layout und Gestaltung: utg

Umschlaggestaltung: Broy New Media.

Umschlagabbildung: Matthias Konrad Werner

Druck und Bindung: KS Druck, Ebersberg

Verlegerische Betreuung:

Kollemosch Verlag & Kommunikation

Lutz Prauser

Hauptstr. 39

85656 Buch am Buchrain

ISSN: 2364-6942

ISBN: 978-3-911206-05-1

[www.tum.de](http://www.tum.de)

# Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München (TUM). Meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der TUM, gilt mein besonderer Dank für das mir entgegengebrachte Vertrauen, die mir zugestandenen Freiheiten bei der Bearbeitung der Themenstellung und den stets zur Verfügung stehenden Rat.

Ebenfalls meinen Dank aussprechen möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Sebastian Härtel, Fachgebietsleiter Hybride Fertigung am Institut für Verfahrenstechnik und Werkstoffe der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg, für das Interesse an meiner Arbeit sowie für die Übernahme des Koreferats. Herrn Prof. Dr. rer. nat. Tim C. Lüth, Ordinarius des Lehrstuhls für Mikrotechnik und Medizingerätetechnik der TUM, danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern sowie Studierenden des Lehrstuhls möchte ich ebenfalls meinen herzlichen Dank für die stets kollegiale Zusammenarbeit sowie die freundschaftliche Verbundenheit aussprechen. Besonderer Dank gilt meinen beiden Kollegen im Biegeteam, Daniel Maier und Lorenzo Scandola für die durchgehend freundschaftliche Atmosphäre, die durchwegs konstruktiven Diskussionen und die außerordentlich kollegiale Zusammenarbeit. Meinen Bürokollegen Markus Welm, Anian Nürnberger und Maximilian Gruber möchte ich für die angenehme Atmosphäre und die schöne gemeinsame Zeit am Lehrstuhl danken. Zudem bedanke ich mich für die studentische Unterstützung bei Daniela Goedeke, Johannes Meier, Thomas Spörer und Jeremias Tschannerl.

Für die Diskussionen, die spannenden Forschungsprojekte und die Unterstützung seitens der Industrie möchte ich mich insbesondere bei den Kolleginnen und Kollegen von MAN Truck&Bus, Scania Sverige und Hörmann Automotive bedanken.

Schließlich möchte ich es nicht versäumen, mich bei meiner Familie für die fortwährende Förderung sowie den bedingungslosen Rückhalt zu bedanken, wodurch sie meinen Werdegang ermöglicht hat. Mein größter und ganz besonderer Dank gilt jedoch insbesondere meiner Lebensgefährtin und meiner Tochter, die durch ihre Geduld und ihre Unterstützung ganz wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.



# Kurzzusammenfassung

Die vorliegende wissenschaftliche Arbeit beschäftigt sich mit dem Freiformbiegen von rechteckigen Stahlprofilen unter Verwendung einer bewegten Matrize. Dieser Prozess bietet vielfältige Gestaltungsmöglichkeiten, erfordert jedoch ein tiefgreifendes Verständnis, um die Freiheitsgrade optimal nutzen zu können. Die Forschung im Rahmen dieser Arbeit konzentriert sich auf den Transfer von Methoden aus anderen Verfahren im Bereich der Biegetechnologien, die numerische Modellierung und die Erweiterung des Prozessfensters, insbesondere durch die Reduzierung der Faltenbildung bei rechteckigen Profilen.

Das Ziel der Arbeit ist die Entwicklung neuer Methoden und Modelle, die einen effizienten Entwicklungs- und Umsetzungsprozess für freiformgebogene Bauteile aus rechteckigen Profilen ermöglichen und darüber hinaus auf andere Querschnitte übertragbar sind. Für die Untersuchungen zur Entwicklung dieser Methoden und Modelle wird ein Rechteckprofil aus dem Feinkornbaustahl S460MC genutzt. Dabei wird das anisotrope Biegeverhalten unter Berücksichtigung von Schweißnaht, Profilverstellung, Materialeigenschaften und Normtoleranzen analysiert. Ein entwickeltes Vorgehensmodell ermöglicht die Ermittlung richtungsabhängiger Prozessfenster und deren Grenzen. Dabei wird eine Unterscheidung zwischen den Hardlimits durch Randbedingungen und den anwenderspezifischen Softlimits eingeführt. Zur Messung des elastischen Werkzeugverhaltens während des Biegevorgangs wird eine Möglichkeit mittels Lasersensor vorgestellt. Dies dient als Grundlage für die Erstellung eines neuen Ersatzmodells zur Kompensation des elastischen Werkzeugverhaltens im numerischen Modell, ohne auf die Starrkörpermodellierung der Werkzeuge verzichten zu müssen. Die Validierung der entwickelten Modelle und Methoden erfolgt anhand eines Demonstratorbauteils mit einem anderen Querschnitt und Werkstoff, um die Übertragbarkeit zu zeigen. Dabei wurde die Faltenbildung am Profil als hauptursächliche Prozesslimitierung identifiziert. Ein neu entwickeltes Werkzeugkonzept ist in der Lage, die Faltenbildung zu beeinflussen und die Erweiterung des Prozessfensters durch das Verschieben eines Hardlimits zu ermöglichen. Auf Basis dessen wird eine Kleinserie des Demonstratorbauteils gefertigt, die zur Untersuchung der geometrischen Genauigkeit und Prozessstabilität dient. Die Arbeit präsentiert neue Methoden und Modelle zur Prozessauslegung sowie neue Ansätze für die Prozessoptimierung. Die Erweiterung des Prozessfensters durch Modifikationen der Werkzeuggeometrie legt einen wichtigen Grundstein für zukünftige Forschungsarbeiten und industrielle Anwendungen. Abschließend werden potenzielle weiterführende Aspekte für zukünftige Forschungen vorgestellt.



# Abstract

This scientific dissertation deals with the freeform bending of rectangular steel profiles using a moving die. The process offers a wide range of design possibilities, but requires a profound understanding in order to optimally utilise its degrees of freedom. The research in this thesis focuses on the transfer of methods from different areas within the field of bending technology, numerical modelling and the extension of the process window, especially by reducing wrinkling in rectangular profiles.

The work aims to develop new methods and models that enable an efficient development and realisation process for freeform bent components made from rectangular profiles and can also be transferred to other cross-sections. A rectangular profile made of the fine-grained structural steel S460MC is used for the investigations to develop these methods and models. The anisotropic bending behaviour is analysed, taking into account the weld seam, profile production, material properties and standard tolerances. A developed procedural model enables the determination of direction-dependent process windows and their limits. A distinction is introduced between the hard limits due to boundary conditions and the user-specific soft limits. To measure the elastic tool behaviour during the bending process, a possibility using a laser sensor is presented. This serves as the basis for the creation of a new compensation model for the elastic tool behaviour in the numerical model without having to abandon the rigid body modelling of the tools. The validation of the developed models and methods is carried out using a demonstrator part with a different cross-section and material in order to show the transferability of the developed models. The formation of wrinkles on the profile was identified as the main process limitation. A newly developed die concept is able to influence the formation of wrinkles and enable the process window to be extended by moving a hard limit. Based on this, a small series of the demonstrator component is produced, which is used to investigate the geometric accuracy and process stability. The work presents new methods and models for process design as well as new approaches for process optimisation. The extension of the process window by modifying the die geometry lays an important foundation for future research work and industrial applications. Finally, possible further aspects for future research are presented.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Vorwort</b> . . . . .	<b>V</b>
<b>Kurzzusammenfassung</b> . . . . .	<b>VII</b>
<b>Abstract</b> . . . . .	<b>IX</b>
<b>Kurzzeichen</b> . . . . .	<b>XV</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis</b> . . . . .	<b>XVII</b>
<b>Ergänzende Informationen</b> . . . . .	<b>XIX</b>
<b>1 Einleitung</b> . . . . .	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen, Stand der Forschung und Technik</b> . . . . .	<b>5</b>
2.1 Grundlagen Rohr- und Profilbiegen . . . . .	5
2.1.1 Begriffsdefinitionen . . . . .	6
2.1.2 Halbzeuge zum Rohr- und Profilbiegen und deren Herstellung . . . . .	7
2.1.3 Konstruktion und Modellierung von Biegegeometrien . . . . .	9
2.1.4 Übersicht ausgewählter Biegeverfahren . . . . .	12
2.1.5 Fehler und Versagensfälle beim Rohr- und Profilbiegen . . . . .	16
2.2 Freiformbiegen mit bewegter Matrize . . . . .	20
2.2.1 Prozessbeschreibung und Begriffsdefinition . . . . .	20
2.2.2 Werkzeugtypen zum Freiformbiegen mit bewegter Matrize . . . . .	23
2.3 FEM-Modellierung von Biegeverfahren . . . . .	27
2.3.1 Grundlagen der FEM-Modellierung physikalischer Systeme . . . . .	27
2.3.2 Numerische Modelle des Freiformbiegens mit bewegter Matrize . . . . .	28
2.4 Schlussfolgerung aus dem Stand der Technik . . . . .	30
<b>3 Zielsetzung und Vorgehensweise</b> . . . . .	<b>33</b>
<b>4 Versuchs- und Messeinrichtungen</b> . . . . .	<b>37</b>
4.1 Freiformbiegeanlage NSB090 J.Neu GmbH . . . . .	37
4.2 Universal Zug-Druck-Prüfmaschinen . . . . .	37
4.3 Härteprüfsystem . . . . .	38

---

4.4	Optisches Messsystem Zeiss T-SCAN . . . . .	38
4.5	Optisches Messsystem GOM ATOS Compact Scan . . . . .	39
4.6	Methoden zur Auswertung der Mess- und Simulationsergebnisse . . . . .	40
<b>5</b>	<b>Untersuchung der verwendeten Halbzeuge und deren Eigenschaften . . . . .</b>	<b>43</b>
5.1	Geometrische Eigenschaften . . . . .	43
5.2	Einfluss der Herstellung auf den Spannungszustand im Profil . . . . .	45
5.3	Untersuchung der Schweißnaht . . . . .	47
5.4	Härtemessung . . . . .	48
5.5	Zugversuche . . . . .	50
5.6	Zusammenfassung der Materialuntersuchungen . . . . .	51
<b>6</b>	<b>Versuchsbasierte Bestimmung des Prozessfensters . . . . .</b>	<b>53</b>
6.1	Ermittlung des Zusammenhangs aus Werkzeugbewegung und Biegeergebnis . . . . .	53
6.1.1	Anisotropie des Prozessfensters . . . . .	54
6.1.2	Kinematisch bedingte Initialwinkel der Biegeteile . . . . .	59
6.2	Hard- und Softlimits des Prozessfensters . . . . .	62
6.3	Methodisches Vorgehen zur Ermittlung des Prozessfensters . . . . .	65
<b>7</b>	<b>Numerische Abbildung des Freiformbiegeprozesses . . . . .</b>	<b>67</b>
7.1	Standardmodell . . . . .	67
7.2	Sensitivitätsanalyse numerischer Parameter . . . . .	69
7.3	Modellierung des elastischen Werkzeugverhaltens . . . . .	73
7.4	Ergebnisse und Validierung des erweiterten Simulationsmodells . . . . .	77
<b>8</b>	<b>Validierung der Methoden . . . . .</b>	<b>83</b>
8.1	Demonstrator . . . . .	83
8.2	Validierung der Methode zur Ermittlung und Limitierung des Prozessfensters . . . . .	85
8.2.1	Analyse . . . . .	85
8.2.2	Ermittlung und Limitierung des Prozessfensters . . . . .	89
8.2.3	Bewertung und Fertigung von Bauteilen . . . . .	90
8.2.4	Zusammenfassung der Validierung . . . . .	91
8.3	Aufbau, Kalibrierung und Validierung des numerischen Modells . . . . .	91
8.3.1	Vorbereitung . . . . .	92
8.3.2	Numerische Anpassung und Validierung . . . . .	92

---

<b>9</b>	<b>Erweiterung des Prozessfensters</b>	<b>99</b>
9.1	Faltenbildung und Ansätze zur Faltenvermeidung an gebogenen Bauteilen	99
9.1.1	Änderung geometrischer Parameter	100
9.1.2	Reduzierung der Spannung am Bauteil unter die kritische Beulspannung $\sigma_{x_{krit}}$	102
9.1.3	Numerische Voruntersuchung des gewölbten Werkzeugkonzepts	105
9.2	Experimentelle Ermittlung des erweiterten Prozessfensters	108
9.3	Fertigung und Auswertung einer Kleinserie des Demonstratorbauteils	113
<b>10</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>117</b>
10.1	Zusammenfassung	117
10.2	Ausblick	120
<b>A</b>	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>123</b>
<b>B</b>	<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>127</b>
<b>C</b>	<b>Literatur</b>	<b>129</b>
<b>D</b>	<b>Normenverzeichnis</b>	<b>137</b>
<b>E</b>	<b>Anhang</b>	<b>139</b>
E.1	Auswertung der Härtemessungen	139



# Kurzzeichen

<b>Kurzzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$b$	mm	Innere Breite Kastenprofil
$d_{\text{Durchbiegung}}(t)$	mm	Werkzeugversatz am Messpunkt durch die elastische Durchbiegung in Abhängigkeit der Messzeit $t$
$d_{\text{Laser}}(t)$	mm	Abstand in Abhängigkeit der Messzeit $t$
$d_{\text{Laser,initial}}$	mm	Abstand zwischen Lasersensor und Werkzeug in Ausgangslage
$d_{\text{Werkzeug}}$	mm	Abstand des festen zum beweglichen Werkzeug
$h$	mm	Innere Höhe Kastenprofil
$h$	mm	Streifenbreite zur Berechnung der kritischen Beulspannung
$r$	mm	Innenradius Kreisring für Flächenmoment
$r_a$	mm	Radius Rohraußenquerschnitt
$r_i$	mm	Radius Rohrinnenquerschnitt
$r_m$	mm	Radius mittlerer Rohrquerschnitt
$s_0$	mm	Wandstärke Ausgangszustand
$s_a$	mm	Wandstärke Außenbogen
$s_i$	mm	Wandstärke Innenbogen
$t$	s	Zeit
$t$	mm	Wandstärke
$u_{\text{absolut}}$	mm	Absolute Auslenkung der Matrize
$u_{\text{relativ}}$	mm	Relative Auslenkung der Matrize
$v$	mm	Werkzeugabstand nach Murata und Aoki (1998)
$x$	mm	Kartesische Koordinate
$y$	mm	Kartesische Koordinate
$z$	mm	Kartesische Koordinate
$\Delta u$	mm	Differenz zwischen relativer und absoluter Auslenkung
$B$	mm	Äußere Breite Kastenprofil
$E$	N mm <sup>-2</sup>	Elastizitätsmodul
$H$	mm	Äußere Höhe Kastenprofil
$I_y$	mm <sup>4</sup>	Axiales Flächenmoment
$I_{yz}$	mm <sup>4</sup>	Flächendeviationsmoment
$I_z$	mm <sup>4</sup>	Axiales Flächenmoment

<b>Kurzzzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$I_\eta$	mm <sup>4</sup>	Axiales Flächenmoment verdrehtes Achsensystem
$I_\xi$	mm <sup>4</sup>	Axiales Flächenmoment verdrehtes Achsensystem
$L$	mm	Segmentlänge in Biegetabelle
$L_{elastisch}$	mm	Länge des elastischen Bereichs des festen Werkzeugs
$L_{Messpunkt}$	mm	Abstand des Messpunkts vom Lagerpunkt
$M_B$	N m	Biegemoment
$P_L$	newton	Vorschubkraft
$P_U$	newton	Biegekraft an der Matrize
$R$	mm	Außenradius Kreisring für Flächenmoment
$R$	mm	Biegeradius
$R_a$	mm	Biegeradius Außenbogen
$R_i$	mm	Biegeradius Innenbogen
$T$	mm	Wandstärke in Normen
$\phi$	°	Verdrehungswinkel der Hauptachsen
$\mu$	-	Reibwert
$\sigma$	-	Standardabweichung
$\sigma_{x_{krit}}$	N mm <sup>-2</sup>	Kritische Beulspannung

# Abkürzungsverzeichnis

2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
bspw.	beispielsweise
bzw.	beziehungsweise
CAD	Computer Aided Design
CNC	Computerized Numerical Control
D/t-Verhältnis	Verhältnis des Außendurchmessers zur Wanddicke
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DRSB	Drei-Rollen-Schubbiegen
EN	Europäische Norm
FEM	Finite Elemente Methode
HV1	Vickershärte bei einer Prüfkraft von 9,81 N
ISO	International Standardisation Organisation
lin	Linear
max	Maximal
min	Minimal
PCHIP	Piecewise Cubic Hermite Interpolating Polynomial
quad	Quadratisch
R	Radius
RZB	Rotationszugbiegen
TSS	Torque Superposed Spatial
TUM	Technische Universität München
u-R-Diagramm	Auslenkungs-Radien-Diagramm
utg	Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
VDI	Verein Deutscher Ingenieure e.V.
vgl.	Vergleiche



# Ergänzende Informationen

## Frühere Veröffentlichungen

Mehrere Ergebnisse dieser Arbeit sind bereits unter meiner Autorenschaft oder Mitautorenschaft in wissenschaftlichen Zeitschriften und Tagungsbänden veröffentlicht worden. Diese sind gemäß der gültigen Promotionsordnung registriert. Die angesprochenen Publikationen sind im Folgenden aufgeführt.

MAIER, D., C. KERPEN, M. K. WERNER, L. SCANDOLA, P. LECHNER, S. C. STEBNER, A. ISMAIL, B. LOHMANN, S. MÜNSTERMANN und W. VOLK (2022). „Development of a partial heating system for freeform bending with movable die“. In: *Proceedings on Hot Sheet Metal forming of High-Performance Steel*. Hrsg. von M. OLDENBURG, J. HARDELL und D. CASELLAS, S. 767–774.

MAIER, D., L. SCANDOLA, M. K. WERNER, S. C. STEBNER, A. ISMAIL, B. LOHMANN, S. MÜNSTERMANN, W. VOLK und P. LECHNER (2023). „Experimental analysis on the influence of freeform bending on Barkhausen noise for steel tubes“. In: *Material Forming - ESAFORM 2023*, S. 2091–2100.

SCANDOLA, L., D. MAIER, M. K. WERNER, C. HARTMANN und W. VOLK (2022). „Automatic Extraction and Conversion of the Bending Line from Parametric and Discrete Data for the Free-Form Bending Process“. In: *NUMISHEET 2022*. Hrsg. von K. INAL, J. LEVESQUE, M. WORSWICK und C. BUTCHER. The Minerals, Metals & Materials Series. Springer International Publishing, S. 813–826.

SCANDOLA, L., J. TSCHANNERL, D. MAIER, M. K. WERNER, C. HARTMANN und W. VOLK (2023a). „Impact of the process velocities on the quality of free-form bent parts“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1284.1, S. 012061.

SCANDOLA, L., M. K. WERNER, D. MAIER und W. VOLK (2023b). „Optimization of the Calibration Process in Freeform Bending Regarding Robustness and Experimental Effort“. In: *Production at the Leading Edge of Technology*. Hrsg. von M. LIEWALD, A. VERL, T. BAUERNHANSL und H.-C. MÖHRING. Lecture notes in production engineering. Cham: Springer International Publishing, S. 170–178.

WERNER, M. K., D. MAIER, L. SCANDOLA und W. VOLK (2021). „Motion profile calculation for freeform bending with moveable die based on tool parameters“. In: *Proceedings of the 24th International Conference on Material Forming*. Hrsg. von ULIÈGE LIBRARY.

WERNER, M. K., D. MAIER, S. VITZTHUM, C. INTRA und W. VOLK (2019). „Validation of numerical simulations for the reduced freeform bending process using a test bench“. In: *Production at the leading edge of technology*. Hrsg. von J. P. WULFSBERG, W. HINTZE und B.-A. BEHRENS. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, S. 149–157.

WERNER, M. K., L. SCANDOLA, D. MAIER und W. VOLK (2023). „Freeform Bending Tool Design for Rectangular Profiles and Its Influence on the Process“. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 145.10, S. 101009.

### **Hinweis zur Zitation**

Steht der Verweis im Satz oder vor dem Punkt am Ende des Satzes, bezieht er sich direkt auf ein Wort, eine Wortgruppe oder die Aussage dieses Satzes. Steht der Verweis am Ende eines Absatzes nach dem Punkt, bezieht er sich auf den Inhalt des gesamten vorangehenden Absatzes.

# 1 Einleitung

In der Industrie und Produktentwicklung stehen die derzeitigen Trends Digitalisierung, Nachhaltigkeit und Individualisierung von Produkten in einer engen Beziehung zueinander. Die Digitalisierung fungiert als Katalysator für Effizienzsteigerungen und Innovationen in der Produktion, indem sie Technologien wie das Internet der Dinge (IoT), künstliche Intelligenz (KI) und automatisierte Prozesse integriert. Gleichzeitig spielt Nachhaltigkeit eine zunehmend zentrale Rolle, da Unternehmen bestrebt sind, ökologische Verantwortung zu übernehmen. Digitalisierung und Nachhaltigkeit arbeiten Hand in Hand, indem digitale Lösungen zur Überwachung und Optimierung von Ressourcen eingesetzt werden, um ökologische Fußabdrücke zu minimieren. Diese beiden Trends schaffen wiederum die Grundlage für die Individualisierung von Produkten und Dienstleistungen, indem sie die Möglichkeit bieten, maßgeschneiderte Lösungen effizient und nachhaltig herzustellen. Die Anpassung an individuelle Kundenpräferenzen wird somit nicht nur als differenzierender Faktor betrachtet, sondern auch als integraler Bestandteil einer zukunftsweisenden, digitalisierten und nachhaltigen Produktentwicklung.

Der rasante technologische Fortschritt durch die Möglichkeiten der Digitalisierung, insbesondere in Bereichen wie Elektronik und Informationstechnologie, führt zu neuen Innovationen und verbesserten Funktionalitäten. Dadurch veralten Produkte schneller. Der hohe Wettbewerbsdruck in vielen Branchen zwingt Unternehmen dazu, kontinuierlich neue Produkte auf den Markt zu bringen, um ihre Wettbewerbsfähigkeit zu erhalten. Dieser Druck resultiert wiederum in beschleunigten Innovationszyklen. Die steigenden Erwartungen der Verbraucher an schnellere Produktaktualisierungen und neue Funktionen tragen ebenfalls zu verkürzten Produktlebenszyklen bei. Weiterhin haben auch die Globalisierung und beschleunigte Handelszyklen dazu geführt, dass Produkte schneller auf globalen Märkten verfügbar sind. Zusätzlich können Startups und Disruptoren mit schnelleren Markteinführungen etablierte Unternehmen herausfordern. Während verkürzte Produktlebenszyklen Vorteile in Bezug auf Innovation bieten, stellen sie auch Herausforderungen im Hinblick auf Nachhaltigkeit, Ressourcenverbrauch und Abfallmanagement dar. Unternehmen stehen vor der Aufgabe, einen ausgewogenen Ansatz zu finden, um den Marktanforderungen und den Prinzipien der Nachhaltigkeit gleichermaßen gerecht zu werden.

Diese neuen Anforderungen in der Industrie bedingt durch technologische Fortschritte, gesetzliche Regelungen und gesellschaftlichen Wandel erfordern den Einsatz innovativer und flexibler

Fertigungstechnologien zur Realisierung neuer Produkte. Metallische gebogene Bauteile finden immer mehr Anwendungen in vielen Hochtechnologiebranchen wie der Luft- und Raumfahrt, dem Schiffbau, der Automobilindustrie, der Energiebranche und im Gesundheitswesen (Yang et al., 2012). Mit dem Ziel des Leichtbaus werden die Radien tendenziell kleiner und die Rohrwände dünner, sodass Biegekenntnisse wichtiger sind als je zuvor (Lundin, 2006). Das Freiformbiegen bietet viele Möglichkeiten komplexe Biegeteile zu realisieren. Dabei wird die Formgebung durch die Werkzeugbewegung erzeugt, nicht durch die Werkzeugform, wie beispielsweise beim Tiefziehen. Dies ermöglicht eine flexible Produktion bei gleichzeitig geringen Werkzeug- und Fertigungskosten. Durch die kinematische Formgebung sind Produktvarianten nicht werkzeuggebunden, wie beispielsweise beim Tiefziehen, sondern können sehr schnell mit dem gleichen Werkzeug hergestellt werden. Hinsichtlich der Halbzeuge gibt es bei der Wahl des Querschnitts und des Materials nur wenige Einschränkungen. Es können Rundrohre, geschlossene Profile oder offene Profile aus Stahl, Aluminium, Kupfer oder anderen Werkstoffen umgeformt werden.

Alle Sparten stehen vor den gleichen Herausforderungen, dass Freiformbiegeteile bei der Nachbearbeitung schwierig handzuhaben sind und für die Entwicklung und Produktion von Freiformbiegeteilen und Werkzeugen derzeit vorwiegend ineffiziente Trial-and-Error-Methoden verwendet werden. Im Rahmen der Entwicklung wird ein Biegebauteil mit mehreren gebogenen Bereichen entsprechend der einzelnen Biegungen segmentiert, ähnlich einer Biegetabelle beim Rotationszugbiegen (VDI Richtlinie 3430). Jedes Segment wird isoliert betrachtet und schrittweise angepasst. Wenn eine Biegung den Vorgaben entspricht, wird mit der darauffolgenden fortgefahren. Mit zunehmender Größe und Komplexität steigen dabei der Aufwand und der Ausschuss. Auch die Kompensation von Maßabweichungen ist eine Herausforderung, da die Kompensationsstrategie in erster Linie von der Erfahrung des Bedieners abhängt und nicht von definierten Methoden (vgl. de Carvalho et al., 2018).

Aktuelle und bereits abgeschlossene Forschungsprojekte widmen sich gezielt einzelnen Teilaspekten des Freiformbiegens und werden überwiegend mit Rundrohren durchgeführt. Dazu gehören beispielsweise Simulationsmodelle für das Freiformbiegen von Rundrohren aus Aluminium (Beulich et al., 2017) oder Modelle für Rundrohre und quadratische Profile (Gantner et al., 2007). Weiterhin wurden verschiedene Maschinenkonzepte entwickelt, wie beispielsweise für das Freiformbiegen mit gelagerter Matrize (Gantner et al., 2005), Hexabend (Neugebauer et al., 2001) oder das Torque Superposed Spatial (TSS) Bending (Chatti et al., 2010). Auch Möglichkeiten zur Beeinflussung der Eigenschaften der Halbzeuge während der Umformung (Maier et al., 2022) sowie regelungstechnische Ansätze (Ismail et al., 2021) wurden untersucht. Weiterhin wurden Methoden zur Verbesserung des Prozesses, wie die Erstellung der charakteristischen

Linie für die Kinematik von Werner et al. (2021) oder Guo et al. (2018b), oder zum Umgang mit CAD- und Maschinendaten entwickelt (Scandola et al., 2022), um exemplarisch einige zu nennen. Umfassende Methoden zur Entwicklung von Werkzeugen und Bauteilen, speziell für rechteckige Profile, wurden bisher nicht ausreichend publiziert.

Das Forschungsziel dieser Arbeit ist der Transfer der etablierten Methoden und Ansätze zum Freiformbiegen von Rundrohren auf geschlossene rechteckige Profile sowie die anschließende gezielte Beeinflussung und Erweiterung des Prozessfensters. Hierzu wird die Ermittlung der nötigen Materialdaten sowie der Einfluss der Profilverstellung auf das Verhalten der Profile beim Freiformbiegen aufgezeigt. Darauf aufbauend wird die methodische, experimentelle Ermittlung des Prozessfensters für ein Profil vorgestellt. Diese Untersuchungen dienen als Basis für die numerische Modellierung des Prozesses. Dabei wird ein neu entwickelter Ansatz zur Kompensation des elastischen Werkzeugverhaltens in der Simulation vorgestellt. Als hauptsächlicher Defekt beim Freiformbiegen von rechteckigen Profilen konnte die Faltenbildung am Innenbogen und den Seitenwänden des Profils identifiziert werden. Dieser Defekt nimmt mit dünneren Materialstärken und größeren Querschnitten zu und beschränkt das Prozessfenster in Richtung des kleinstmöglichen Biegeradius. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden verschiedene Möglichkeiten betrachtet, mit denen die Faltenbildung verringert oder gänzlich verhindert werden soll. Dazu wird ein neu entwickeltes Werkzeugkonzept vorgestellt, mit dem die Faltenbildung beeinflusst und das Prozessfenster dadurch wesentlich vergrößert werden kann, ohne dabei die Prozessführung oder die Anlage selbst zu verändern.



## 2 Grundlagen, Stand der Forschung und Technik

Der Begriff „Umformen“ ist in DIN 8580 als „*Fertigen durch bildsames (plastisches) Ändern der Form eines festen Körpers, wobei sowohl die Masse als auch der Zusammenhalt beibehalten werden*“ definiert. Die Umformverfahren werden in der DIN 8582 nach den überwiegend wirkenden Spannungen in fünf Gruppen aufgeteilt. Diese sind das Druckumformen nach DIN 8583, das Zugdruckumformen nach DIN 8584, das Zugumformen nach DIN 8585, das Biegeumformen nach DIN 8586 und das Schubumformen nach DIN 8587. Im Rahmen dieser Arbeit wird das Freiformbiegen mit bewegter Matrize betrachtet. Dieses kaltumformende Verfahren ist nach DIN 8586 eine Mischform, bei der die Werkzeugbewegung je nach Ausführung der Maschine drehend, geradlinig oder eine Kombination beider Varianten sein kann. Nachfolgend werden die wissenschaftlichen Grundlagen für diese Arbeit aufgezeigt. Dazu werden zunächst die Grundlagen des Rohr- und Profilbiegens erläutert. Da der Fokus dieser Arbeit auf dem Freiformbiegen mit bewegter Matrize zur Umformung von rechteckigen Profilen liegt, wird anschließend dieses Verfahren genauer beschrieben. Ein großer Teil dieser Arbeit behandelt das Thema der numerischen Modellierung des Prozesses, wofür die Grundlagen der Finite-Elemente-Methode (FEM) und eine Auswahl verschiedener numerischer Modelle des Freiformbiegens zusammengefasst werden. Abschließend wird ein Fazit aus dem Stand der Forschung und Technik gezogen.

### 2.1 Grundlagen Rohr- und Profilbiegen

Dieser Abschnitt fasst die Grundlagen des Rohr- und Profilbiegens zusammen. Nach einer einleitenden Begriffsdefinition werden die Konstruktions- und Modellierungsstandards von Biegegeometrien beschrieben. Die benötigten Halbzeuge und deren Herstellung sowie ausgewählte Biegeverfahren werden anschließend betrachtet. Der Fokus liegt dabei auf den Eigenschaften und Charakteristika anderer verwandter Verfahren, die auf das Freiformbiegen mit bewegter Matrize transferiert werden können. Abschließend werden die Biegefehler bei Rohr- und Profilbauteilen erläutert.

### 2.1.1 Begriffsdefinitionen

Im technischen Sprachgebrauch wird zwischen Rohren und Profilen unterschieden. Es sind zwei unterschiedliche Halbzeuge oder Produkte, die in verschiedenen Anwendungen Verwendung finden. Rohre haben in der Regel einen Kreisring als Querschnitt, während Profile verschiedene Querschnittsformen, wie beispielsweise rechteckig oder L-förmig, annehmen können. Rohre und Profile sind geometrische Körper, deren Länge wesentlich größer als die Querschnittsabmessungen sind. Rohre zählen aus geometrischer Sicht auch zu den Profilen mit kreisrundem Querschnitt. Sie werden hauptsächlich für den Transport von Flüssigkeiten, Gasen oder Feststoffen genutzt und sind in Anwendungen wie Wasserleitungen und Wärmetauschern weit verbreitet. Die runde Form der Rohre ermöglicht eine gleichmäßige Verteilung von Druckbelastungen. Profile hingegen finden vor allem Verwendung in strukturellen Anwendungen. Sie können verschiedene Querschnittsformen annehmen und sind darauf ausgelegt, sowohl Druck- als auch Zugbelastungen aufzunehmen. Dennoch können Profile mit rundem Querschnitt auch als Konstruktionsbauteile, zum Beispiel als Handlauf an Treppengeländern, und Profile mit anderen Querschnitten zum Transport von Medien verwendet werden. Um die geeignete Form zu wählen, müssen die anwendungsspezifischen Anforderungen berücksichtigt werden. Normen, wie zum Beispiel DIN EN 10255 für Rohre aus unlegiertem Stahl mit Eignung zum Schweißen und Gewindeschneiden oder DIN EN 10210 für warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau, können als Leitfaden für die Herstellung und Anwendung dieser Halbzeuge dienen. Im Rahmen dieser Arbeit wird das rechteckige Halbzeug dementsprechend als Profil oder Rechteckprofil bezeichnet.

Die grundlegenden Begriffe und geometrischen Größen des querkräftfreien Biegens sind nach Franz (1961) in Abbildung 2.1 illustriert. Der Biegeradius  $R$  gibt den Radius des Bogens an, den das Rohr während des Biegeprozesses annimmt. Der Biegewinkel  $\alpha$  ist der Winkel, um den das Rohr gebogen wird. Demgegenüber steht der Schenkelwinkel  $\beta$ . Die neutrale Faser ist die Linie im Inneren des gebogenen Rohrs, die während des Biegeprozesses ungelängt bleibt. Die Biegeebene ist die Ebene, in der das Rohr gebogen wird. Der Innenradius  $R_i$  ist der Radius des Innenbogens, der Außenradius  $R_a$  der Radius des Außenbogens eines gebogenen Rohrs oder Profils. Die Ausgangswandstärke  $s_0$  wird beim Biegen verändert, sodass die Wandstärke am Innenbogen  $s_i$  zu- und am Außenbogen  $s_a$  abnimmt. Die Radien des Kreisringquerschnitts werden mit den Kleinbuchstaben  $r_i, r_m, r_a$ , der Rohraußendurchmesser mit  $D_a$  bezeichnet.

Zur Beschreibung der Biegeaufgabe werden zwei weitere Faktoren verwendet, das Biegeverhältnis, auch als Biegefaktor bezeichnet, und das Wanddickenverhältnis (VDI Richtlinie 3430). Der Biegefaktor beschreibt das Verhältnis des Biegeradius und des Außendurchmessers des Rohrs

bzw. der äußeren Abmessung des Profils in Biegerichtung (siehe Formel 2.1).

$$B_f = \frac{R}{D_a} \quad (2.1)$$

Der Wanddickenfaktor stellt das Verhältnis des Außendurchmessers des Rohrs bzw. der äußeren Abmessung des Profils in Biegerichtung und der Wandstärke des Materials dar (siehe Formel 2.2).

$$W_f = \frac{D_a}{s_0} \quad (2.2)$$

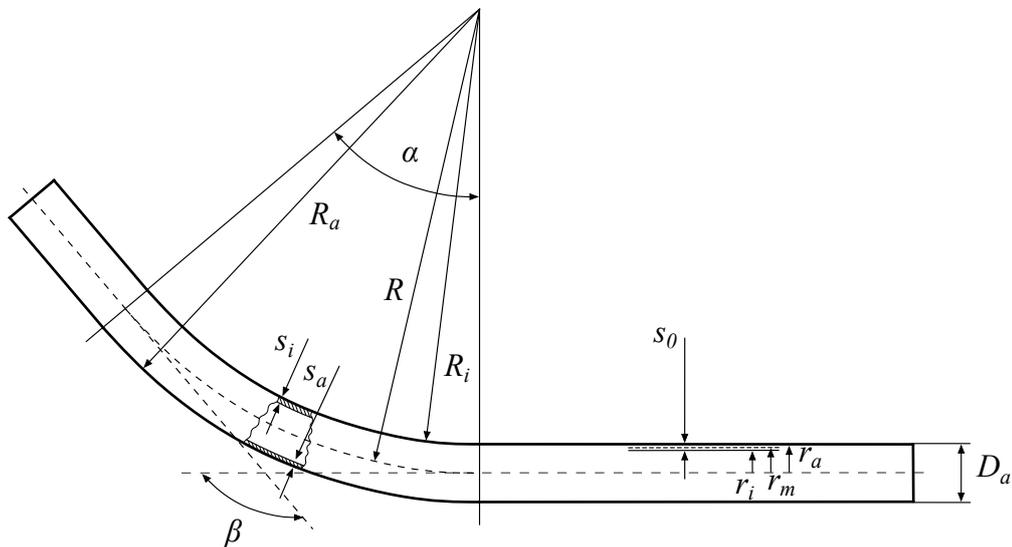


Abbildung 2.1: Illustration der geometrischen Größen an gebogenen Rohren oder Profilen (Franz, 1961)

### 2.1.2 Halbzeuge zum Rohr- und Profilbiegen und deren Herstellung

Rohre und Profile sind stangenförmige Halbzeuge und können über verschiedene Verfahren hergestellt werden. Im Rahmen dieser Arbeit werden nur rechteckige geschweißte Hohlprofile aus Stahl betrachtet. Diese werden in der Regel mittels Walzprofilieren erzeugt, das entsprechend der DIN 8586 zu den Biegeumformverfahren mit drehender Werkzeugbewegung zählt. Beim Walzprofilieren werden flache Stahlbleche, die oft auf Spulen (Coils) gerollt sind, durch eine Reihe von speziell profilierten Walzen geführt. Die Hauptwalzen im Profiliergerüst formen das Blech durch wiederholtes Walzen in aufeinander folgenden Stufen. Jede Walze hat eine spezi-

fische Form, die das Blech inkrementell in die gewünschte Profilform bringt. Die Position und Form der Walzen bestimmen dabei den Querschnitt des Endproduktes. Das Profil wird längs an den Blechkanten zusammengeschweißt. Etablierte Verfahren dafür sind beispielsweise das Hochfrequenz- oder Laserschweißen. Das anschließende Kalibrieren bringt die Profile auf ihre endgültige Form. Eine mitlaufende Einrichtung längt die Profile ab. Weitere Prozess können integriert werden, wie zum Beispiel Stanzoperationen. Nach Dietrich (2018, S. 258) können automatische Fertigungsstraßen Profiliergeschwindigkeiten bis zu 100 m/min erreichen. (Liewald und Wagner, 2014)

Für die Herstellung von Rechteckprofilen mittels Walzprofilieren werden zwei verschiedene Varianten unterschieden, das Direkteinformen und das Rundrohreinformen. Beim Direkteinformen wird das Rechteckprofil direkt über mehrere Walzen geformt und verschweißt, während beim Rundrohreinformen der Schweißvorgang zunächst bei einem Rundrohr angewandt wird, bevor dieses in der Kalibrierstrecke auf ein umfangreiches Rechteck- oder Quadratprofil kalibriert wird. Die Vorteile der Rundrohreinformung sind ein größerer und rundkantigerer äußerer Rundungsbereich, die Möglichkeit einer außermittigen Schweißnaht und die Erhöhung der Streckgrenze durch die Verformung. Die Vorteile der Direkteinformung sind engere Toleranzen bei der Schweißnahtmittigkeit, kleinere (schärfere) Ausprägungen des äußeren Rundungsbereichs und geringere Spannungen im Rohr. (voestalpine Krems GmbH, 2023)

Abbildung 2.2 zeigt die schematische Darstellung des Direkt- und des Rundrohreinformens. Die Anzahl und Anordnung der einzelnen Walzenpaare ist vereinfacht dargestellt. Beim Rundrohreinformen sind in der Kalibrierstufe Walzen für das Rundrohr und anschließend zusätzliche Walzen für das Einformen des Rechteckprofils zu finden.

Die Unterscheidung der Herstellungsvariante von Rechteckprofilen wird in den profilspezifischen Normen und den Lieferbedingungen nicht angegeben. Dennoch wirken sich beide Verfahren auf den Spannungszustand des Halbzeugs aus, das in beiden Fällen bereits eine Umformhistorie mit lokalen Verfestigungen und Eigenspannungen aufweist (Breitenbach, 2008). Dass die Eigenspannungen durch Herstellung für die numerische Abbildung von Folgeprozessen beachtet werden müssen, wurde von Beulich (2022) gezeigt. Erst die vollständige simulative Abbildung der Prozesskette vom Coil bis zum Freiformbiegeteil erbrachte präzise Ergebnisse in der Simulation und damit eine geeignete Prognose bezüglich der Eigenschaften und der Geometrie freiformgebogener Bauteile.

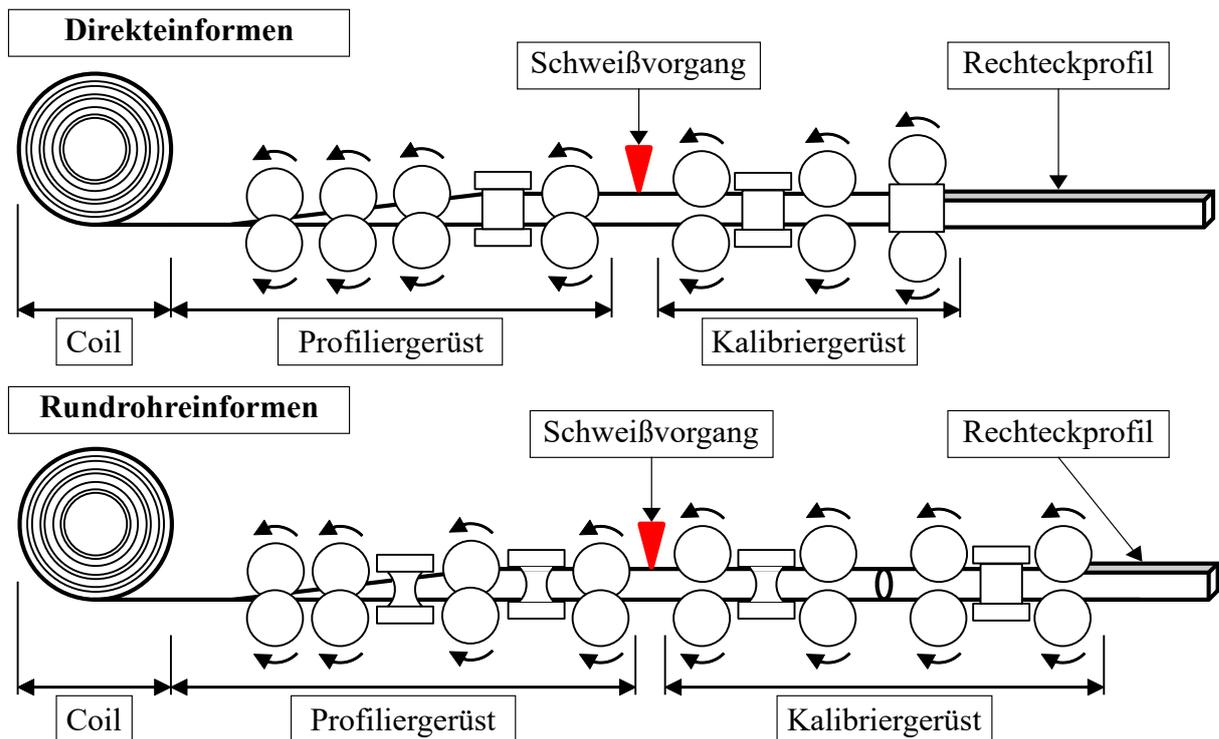


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung des Direkt- und des Rundrohreinformens von Profilen nach voestalpine KREMS GmbH (2023)

### 2.1.3 Konstruktion und Modellierung von Biegegeometrien

Bei der klassischen Beschreibung und Konstruktion von Biegeteilen dient die Biegelinie als zentrales Element. Sie veranschaulicht den Verlauf der Schwerpunktschwerachse der Sollgeometrie des zu biegenden Profils. Die Biegekontur setzt sich aus geraden Profilabschnitten und Bögen zusammen, die sich auf verschiedenen Biegeebenen befinden können. Um die Bögen zu beschreiben, werden die geraden Profilabschnitte verlängert und zu Schnittpunkten geführt. Jede Biegeebene, in der sich der Biegebogen befindet, wird durch zwei solcher Profilabschnitte aufgespannt. Die Biegelinie enthält die wesentlichen Informationen über die Anfangs- und Endkoordinaten des Biegeteils sowie die Koordinaten der Schnittpunkte der Tangenten. Die Koordinaten der Biegelinie werden übersichtlich in einer Biegetabelle zusammengefasst. Ein wesentlicher Vorteil dieser Methode ist die Unabhängigkeit vom Biegeradius in der Art, dass konstruktionsbedingte Änderungen der Biegeradien keine Auswirkungen auf die Biegelinie haben. Für die praktische Umsetzung können die  $(x, y, z)$ -Werte und die zugehörigen Radien direkt an einer CNC-Biegemaschine eingegeben werden. Diese werden üblicherweise maschinenintern in Werte für Vorschub, Rotation und Biegewinkel umgerechnet. (VDI Richtlinie 3430)

Ein einfaches Beispiel eines Biegebauteils mit der zugehörigen Biegelinie und den Punkten der Biegetabelle ist in Abbildung 2.3 dargestellt. Das Teil weist zwei Biegungen mit einem Biege­winkel von  $90^\circ$  auf. Die Biegeebenen sind farbig hervorgehoben. Die zugehörige Biegetabelle mit den Koordinaten ist in Tabelle 2.1 abgebildet. Im Start- und Endpunkt werden keine Radien in die Tabelle eingetragen.

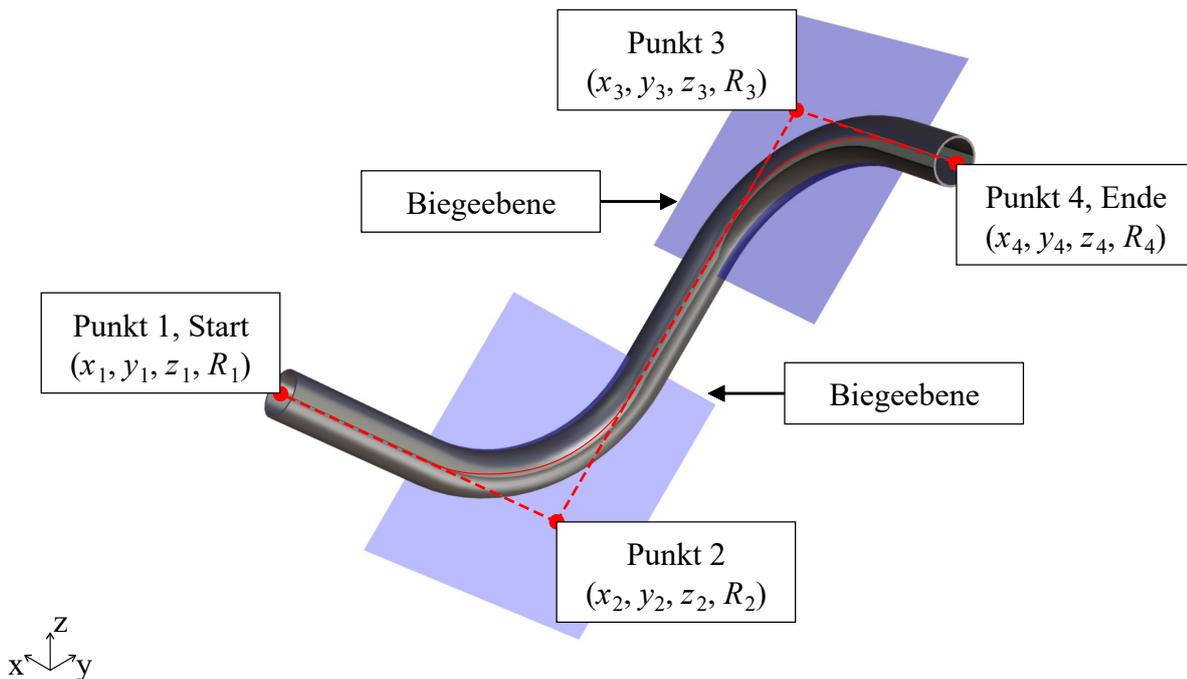


Abbildung 2.3: Darstellung der Biegelinie mit den Koordinatenpunkten für die Biegetabelle am Beispiel eines einfachen Bauteils nach VDI Richtlinie 3430

Tabelle 2.1: Biegetabelle des Beispiels aus Abbildung 2.3 nach VDI Richtlinie 3430

Punkt	x	y	z	Radius
1	$x_1$	$y_1$	$z_1$	-
2	$x_2$	$y_2$	$z_2$	$R_2$
3	$x_3$	$y_3$	$z_3$	$R_3$
4	$x_4$	$y_4$	$z_4$	-

Die parametrische Beschreibung der Biegelinie nach VDI Richtlinie 3430 ist für das Rotationszugbiegen von Profilen definiert. Charakteristisch dabei ist die prozessbedingte Aneinanderreihung von Geraden und Bögen (Line-Arc). Dabei ist zwischen zwei Bögen in der Regel eine Gerade, um das Teil einspannen zu können. Ein Verzicht auf dieses gerade Stück ist nur mit hohem konstruktiven Aufwand von entsprechenden konturierten Spannbacken möglich. Die

Beschreibung nach VDI Richtlinie 3430 reicht jedoch nicht aus, wenn ein Bauteil durch eine mehrdimensionale Raumkurve beschrieben wird, bei der die einzelnen Biegeebenen und Radien nicht klar definiert sind und zusätzlich Radienverläufe oder Splinegeometrien vorliegen. Nach Landgrebe (2015) existiert kein einheitlicher Standard zur Beschreibung der Biegelinie beliebig komplexer Freiformgeometrien, sondern verschiedene Ansätze zur Beschreibung unterschiedlich komplexer Geometrien. Kersten (2013) zeigt, dass mit der Beschreibung nach VDI Richtlinie 3430 näherungsweise auch zweidimensionale Freiformgeometrien mit einem Radienverlauf abgebildet werden können. Dabei werden die geraden Teilstücke vernachlässigt und die Bögen tangenstetig aneinandergereiht. Durch beliebig klein wählbare Bogenlängen der einzelnen aufeinander folgenden Biegungen kann so ein, sich kontinuierlich ändernder, Radienverlauf angenähert werden. Die Richtung darf dabei nicht geändert werden. Komplexere Verläufe der Biegelinie können durch deren Diskretisierung auf eine bestimmte Menge an Punkten oder durch mathematische Funktionen beschrieben werden. Plettke et al. (2012) nutzt dazu die funktionale Beschreibung von Raumkurven mittels der Frenet-Serret-Formeln (Frenet, 1852), auch als begleitendes Dreibein bekannt (Bender und Göhlich, 2020). Diese sind eine Reihe von Gleichungen, die die Ableitungen eines Vektors, der eine Kurve im dreidimensionalen Raum repräsentiert, beschreiben. Sie drücken die Änderungen der Tangential-, Normal- und Binormalvektoren entlang einer Raumkurve aus. Die Ableitung des Ortsvektors  $\vec{r}$  nach der Bogenlänge  $s$  ergibt den Tangentialvektor  $\vec{T}$ . Der Normalvektor  $\vec{N}$  ist die Ableitung von  $\vec{T}$  nach der Bogenlänge  $s$  und der Binormalvektor  $\vec{B}$  ist das Kreuzprodukt zwischen  $\vec{T}$  und  $\vec{N}$ . Diese Vektoren sind orthogonal zueinander. Nachfolgend sind die drei zentralen Gleichungen aufgeführt:

$$\vec{T} = \frac{d\vec{r}}{ds} \quad (2.3)$$

$$\vec{N} = \frac{d\vec{T}}{ds} \quad (2.4)$$

$$\vec{B} = \vec{T} \times \vec{N} \quad (2.5)$$

Plettke et al. (2012) erweitert damit die Ansätze von Gerlach (2010) und Engel et al. (2011), die die Geometrie über eine Splineinterpolation der diskreten Punkte einer Biegelinie annähern und so die Biegelinie mathematisch beschreiben. Diese Verfahren haben alle gemein, dass sie mathematischer Natur und deshalb nicht intuitiv erfassbar sind, wie die Biegetabelle oder ein CAD-Modell. Die Umsetzung eines Biegebauteils in die mathematische Beschreibung sowie der Umkehrung dessen sind mit hohem Aufwand verbunden. Um diesen Aufwand zu verringern, zeigt Scandola et al. (2022) ein automatisiertes Werkzeug zur Umwandlung parametrischer CAD-Daten in Biegeanweisungen und umgekehrt. Die Zielbiegelinie wird, unabhängig von der

Art der Eingabe, als NURBS-Kurve („Non-Uniform Rational B-Splines“) berechnet, die wiederum als CAD-Datei oder Biegetabelle exportiert werden kann. NURBS sind eine Erweiterung der ursprünglichen B-Spline-Technik und bieten mehr Flexibilität und Kontrolle über die Form von Kurven und Oberflächen. Die Verwendung von NURBS bietet den Vorteil, dass komplexe Oberflächen mit vergleichsweise wenigen Kontrollpunkten präzise modelliert werden können (Piegl und Tiller, 1995).

## 2.1.4 Übersicht ausgewählter Biegeverfahren

Im folgenden Abschnitt werden verschiedene Biegeverfahren vorgestellt, deren Charakteristika für das Verständnis des Biegens im Allgemeinen und das Freiformbiegen im Speziellen ausschlaggebend sind. Viele Methoden, Ansätze und Standards wie zum Beispiel die VDI Richtlinie 3430 wurden auf Basis dieser Biegetechnologien entwickelt und können teilweise auch auf das Freiformbiegen mit bewegter Matrize (siehe Abschnitt 2.2) übertragen werden. Die vorgestellten Verfahren sind das Rotationszugbiegen, das Drei-Rollen-Schubbiegen und das Torque Superposed Spatial (TSS) Bending. Das Hexabend-Konzept (Neugebauer et al., 2002) wird an dieser Stelle nur erwähnt und nicht näher beschrieben, da die Funktionsweise sehr ähnlich zum TSS-Verfahren oder dem Freiformbiegen mit bewegter Matrize ist.

### Rotationszugbiegen

Rotationszugbiegen (RZB) zählt entsprechend DIN 8586 zu den Biegeumformverfahren mit drehender Werkzeugbewegung und ist werkzeuggebunden. Es ist eines der gängigsten Biegeverfahren und kann als Halbzeuge Voll- und Hohlprofile, insbesondere Rundrohre verarbeiten. Mit der VDI Richtlinie 3430 wurden Standards für den Prozess gesetzt, die auch bei andere Biegeprozessen Anwendung finden.

Die Verfahrensbeschreibung ist in der VDI Richtlinie 3430 definiert und wird in diesem Absatz zusammenfassend wiedergegeben. Das RZB ist ein Umformverfahren, bei dem ein Profil unter Einleitung eines Moments gebogen wird. Das ungebogene Profil wird im Spannfutter fixiert und zwischen innerer und äußerer Spannbacke gespannt. Während des Biegeprozesses wird das Profil in der Kavität der Biegeform gebogen. Der Faltenglätter in Verbindung mit dem Biegedorn vermeidet die Faltenentstehung am Profillinienbogen. Der Biegedorn wirkt zudem der Querschnittsdeformation des Profilquerschnitts entgegen. Der Gegenhalter dient während des Biegeprozesses als Widerlager und der Führung des Profils. Die Anordnung der Werkzeugelemente in Anlehnung an Borchmann (2021) ist in Abbildung 2.4 dargestellt.

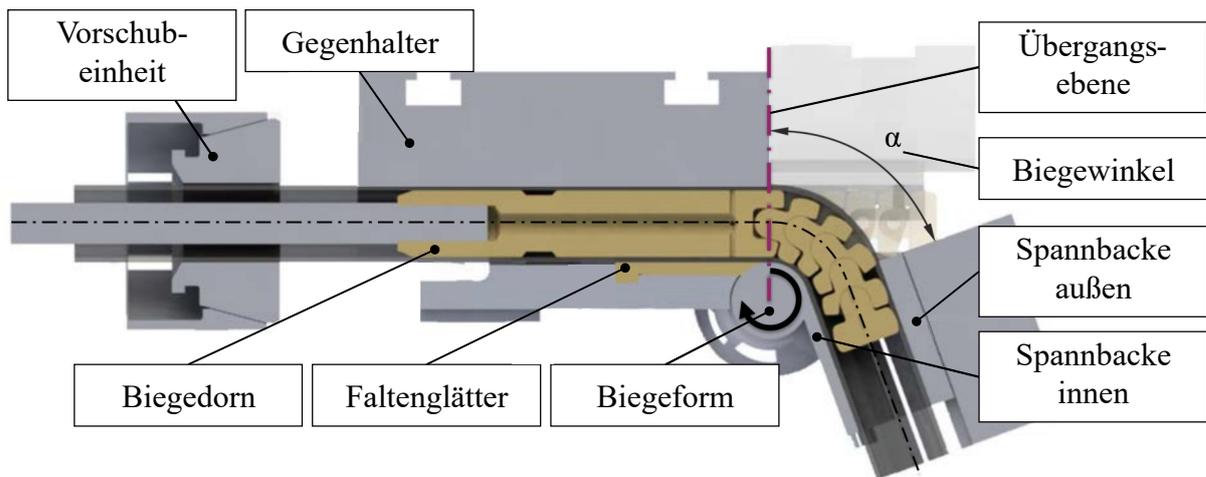


Abbildung 2.4: Anordnung der Werkzelemente beim RZB entsprechend VDI Richtlinie 3430 nach Borchmann (2021)

Da der Prozess formgebunden ist, existieren einige Einschränkungen. Diese sind einerseits die Einschränkung der Gestaltungsfreiheit durch die Line-Arc-Konstruktion und den festgelegten Radius der Umformrolle. Radienverläufe oder Splines können nicht abgebildet werden. Weiterhin wird für jeden Rohrinne Durchmesser ein anderer Dorndurchmesser benötigt. Das von Engel et al. (2017) entwickelte Arbeitsdiagramm (siehe Abbildung 2.5) zeigt zudem, dass für unterschiedliche Kombinationen aus Biegefaktor und Wanddickenfaktor auch unterschiedliche Formen des Biegedorns zum Biegen eingesetzt werden können. Hinsichtlich der Prozessgrenzen konnte Burkhard (2009) durch formangepasste Werkzeuge Radien ermöglichen, für die  $R < 1 \cdot D_a$  gilt.

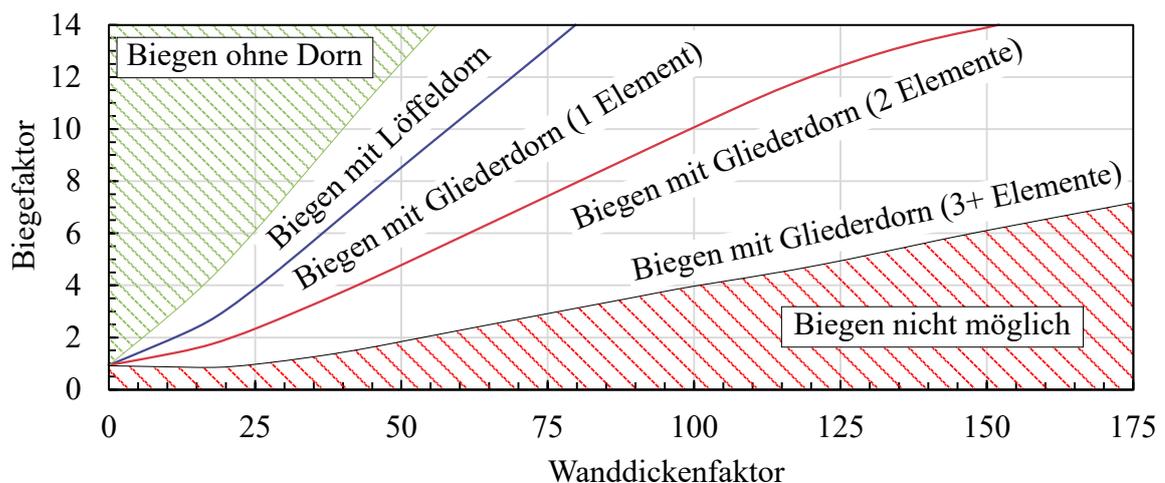


Abbildung 2.5: Arbeitsdiagramm zum RZB von Rohren nach Engel et al. (2017)

### Drei-Rollen-Schubbiegen (DRSB)

Das DRSB ist ein Biegeverfahren mit kinematischer Formgebung und den Freiformbiegeverfahren zuzuordnen. Es ist hinsichtlich Werkzeuganordnung und Funktion nah am RZB und ist auf den gleichen Anlagen (CNC-Biegemaschinen) umsetzbar. Das ermöglicht die effiziente Herstellung von Teilen mit kleinen und großen Radien auf einer Maschine (Groth, 2020). Zum DRSB wird ein Rollensatz mit Stütz-, Biege- und Umformrolle sowie ein Vorschubeinheit benötigt. Abbildung 2.6 zeigt die Anordnung der Werkzeuge. Zunächst wird die Umformrolle mit einer bestimmten Anfahrstrategie nach Kersten (2013) von der Ausgangslage zum Zeitpunkt  $t_0$  auf die gewünschte Position zum Zeitpunkt  $t_b$  gebracht, das Anbiegen. Die Position der Rolle beim Biegen resultiert in Abhängigkeit der Halbzeugeigenschaften in einer Krümmung der Biegelinie. Durch das Verschieben des Profils in x-Richtung über eine Zeit  $t$ , bei in Position gehaltener Biegerolle, kann der Biegewinkel eingestellt werden. Abschließend wird die Rolle wieder in die Ausgangsstellung gefahren, wenn der erforderliche Biegewinkel erreicht ist. Für Freiformgeometrien oder Radienverläufe kann die Biegerolle während des Prozesses kontinuierlich positioniert werden. Dreidimensionale Geometrien können über das Drehen des Halbzeugs um dessen Längsachse mittels der Vorschubeinheit realisiert werden. (Groth, 2020)

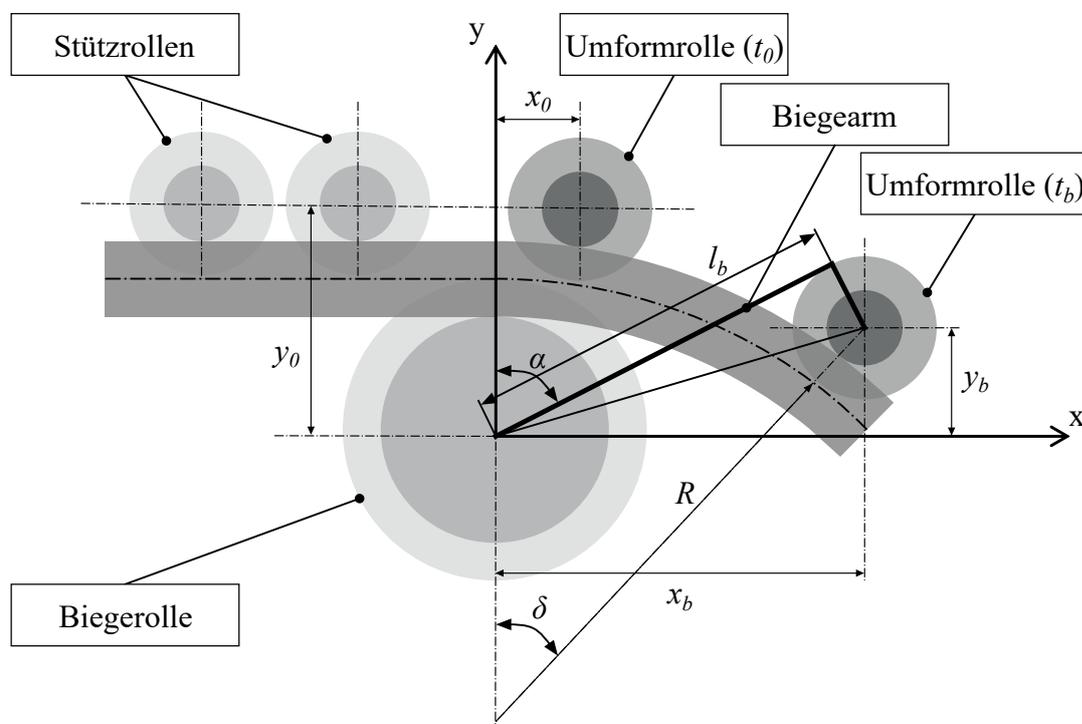


Abbildung 2.6: Anordnung der Werkzeugelemente mit geometrischen Größen des DRSB nach Kersten (2013)

Durch die Möglichkeiten des DRSB freiformgebogene Bauteile anzufertigen, wurden viele Untersuchungen im Bereich des Krümmungsverlaufs dieser Teile durchgeführt. Engel und Kersten (2010) stellten einen charakteristischen Krümmungsverlauf beim Übergang eines geraden Abschnitts in den Bogen fest. Dieser besteht aus einem Übergangsbereich mit einer Oszillation gegenüber dem Soll-Verlauf, der beim Anbiegen und Nachschwingen entsteht (Groth, 2020). Daran anschließend ist der Bereich des konstanten Bogens mit annähernd konstantem Krümmungsverlauf. Bauteile mit Radienverlauf oder Splinegeometrien weisen in der Regel keine konstante Krümmung auf. Am Ende der Biegung liegt der Entlastbereich, bei dem die Krümmung wieder bis auf 0 fällt. Dieser Verlauf wurde von Strano et al. (2011) und Vatter (2015) ebenfalls festgestellt und bestätigt. Da die konventionelle Konstruktion der Biegelinie tangentialstetig aber nicht krümmungstetig ist und somit die Beschreibung nicht mit dem tatsächlichen Verlauf korreliert, hat Groth (2020) eine Konstruktionsempfehlung erarbeitet. Diese berücksichtigt die Krümmungsübergänge bei der Konstruktion durch ein parametrisiertes Biegemodell.

### **Torque Superposed Spatial Bending (TSS-Bending)**

Das Verfahren des torsionsüberlagerten, räumlichen Biegens nach Hermes et al. (2008) bietet den Vorteil der Kompensation der Torsion asymmetrischer Profilquerschnitte. Die Herstellung von 3D-Biegekonturen wird dabei durch ein überlagertes Drehmoment gesteuert, das die Biegeebene des Profilquerschnitts beeinflusst (Chatti et al., 2010). Nachfolgend wird die Funktionsweise nach Chatti et al. (2010) wiedergegeben. Die Werkzeugkonfiguration des Prozesses besteht aus drei Rollenpaaren, die das Profil durch den Biegeprozess führen (Achse  $c$ ), sowie einem Biegekopf, der die Biegekurve in einer horizontalen Ebene definiert. Die Biegeachse  $x$  wird dabei durch eine horizontal positionierte Achse realisiert. Die Achse  $\tau$  gewährleistet die tangential orientierte Ausrichtung (Winkel  $\tau$ ) zur  $c$ -Achse des Biegekopfes. Diese drei Achsen in der ursprünglichen Version nach Hermes et al. (2008) ermöglichen es, 2D-Konturen zu biegen. Die Steuerung der 3D-Biegekontur erfolgt durch ein überlagertes Drehmoment mit zwei Funktionen. Die erste Funktion betrifft den Einfluss auf die Biegeebene des Querschnitts des Profils. Diese Drehachse zur Definition der 3D-Kurve wird durch ein Torsionslager ( $\alpha_1$ ) realisiert, das um die drei Rollenpaare montiert ist, sowie eine Kompensationsachse ( $\alpha_2$ ), die im Biegekopf positioniert ist. Mit diesem Mechanismus kann die Biegeebene verändert werden, und eine 3D-Form entsteht, indem der Profilquerschnitt um die Längsachse ( $\alpha_1, \alpha_2$ ) gedreht wird, ohne dass die Position des Biegekopfes in der  $x$ -Achse geändert werden muss. Abbildung 2.7 zeigt die Anordnung der Werkzeugeile und Achsen nach Chatti et al. (2010). Staupendahl (2021) erweitert die Anlage um zwei zusätzliche Freiheitsgrade, um die Abweichungen der Biegeteile durch unerwünschte Torsionen beim Wechsel der Biegeebenen kompensieren zu können. Dieser Effekt wurde in den Untersuchungen zum 3D-TSS-Biegen von Hudovernik (2014) gezeigt.

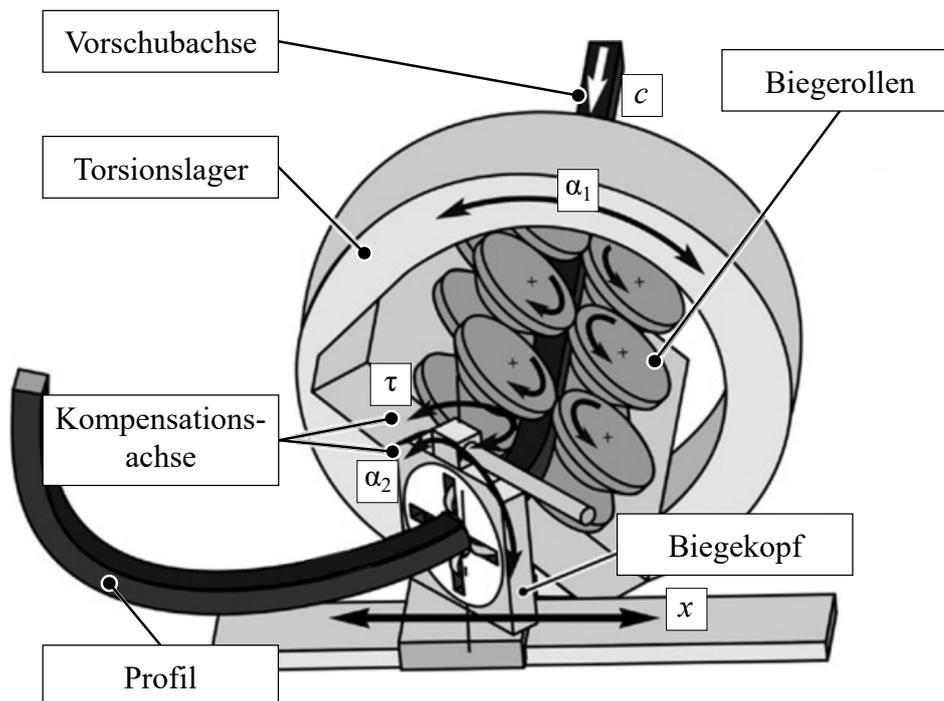


Abbildung 2.7: Anordnung der Werkzeugelemente mit geometrischen Größen des TSS-Biegen nach Chatti et al. (2010)

Nach Chatti et al. (2010) ist ein wichtiger Einflussfaktor auf die Biegegenauigkeit die Durchbiegung des Profils in den elastisch belasteten Bereichen des Werkstücks. Dieser Einfluss wurde analytisch berechnet und durch Experimente und FEM-Simulationen validiert. Ein weiterer wichtiger Faktor ist die Verformung der Maschinenteile durch die Biegekräfte. Dies wurde durch ein semi-empirisches Modell untersucht und beschrieben. Beide Einflussfaktoren müssen bei der Berechnung des belasteten Biegeradius innerhalb des entwickelten Prozessplanungssystems, das auf analytischen Ansätzen zur Rückfederungsberechnung basiert, berücksichtigt werden. Mit diesem System ist es nach Chatti et al. (2010) möglich, die Maschinendaten für beliebige Profilbiegekonturen und Profiltypen mit hoher Genauigkeit zu generieren. Das TSS-Verfahren wurde in der Forschung detailliert untersucht, findet derzeit aber kaum industrielle Anwendung.

### 2.1.5 Fehler und Versagensfälle beim Rohr- und Profilbiegen

Wie bei allen Fertigungsverfahren kann es beim Biegen von Rohren und Profilen zu Fehlern und Versagen unterschiedlicher Art kommen. Biegefehler führen dazu, dass die spätere Verwendung bzw. Funktion des Biegebauteils eingeschränkt oder nicht gegeben ist (Groth, 2020). Versagt ein

Bauteil während des Biegens, so versagt gleichzeitig auch der Biegeprozess und das Biegeteil kann nicht mehr genutzt werden (Hermes, 2012). Die häufigsten Fehler beim Biegen sind die Faltenbildung und das Reißen des Profils (Franz, 1961) sowie geometrische Abweichungen. Diese werden nachfolgend vorgestellt und deren Untersuchungen im Rahmen der Forschung an anderen Biegeverfahren näher ausgeführt.

### Ovalisierung, Profileinfall und Risse am Außenbogen

Nach Franz (1961) bedeutet Ovalisierung eine Verformung des sonst runden Rohrausgangsquerschnitts durch die bei der Biegeoperation entstehenden Radialkräfte. Dies kann bis zum Einfall des Rohres führen (Vatter, 2015) und ist nach Vipavc (2018) besonders bei hohen Wanddickenfaktoren der Fall (geringe Wandstärke und großer Rohraußendurchmesser, siehe Formel 2.2). Der Einsatz geeigneter Biegedorne kann diesen Fehler vermeiden. Die Ovalisierung ausgehend vom runden Querschnitt bis zum Profileinfall ist in Abbildung 2.8 dargestellt. Die Veränderung der Wanddicke durch die Stauchung am Innenbogen und die Streckung am Außenbogen führt zum Einfall des Profils auf der Rohraußenseite (Vatter, 2015). Nach Hermes (2012) bewirkt der geringe Werkzeugabstand beim Freiformbiegen hohe Querkräfte, sodass das Freiformbiegeverfahren besonders anfällig für diese Querschnittsdeformation ist. Handelt es sich nicht um ein Rohr, sondern um ein Rechteckprofil, tritt dieser Effekt in ähnlicher Form auf. Beim Biegen über die Hauptachsen fällt ebenfalls die Fläche des Außenbogens nach innen ein. Bei Rechteckprofilen tritt nicht der Effekt der Ovalisierung auf, sondern einer andersförmigen Querschnittsdeformation.

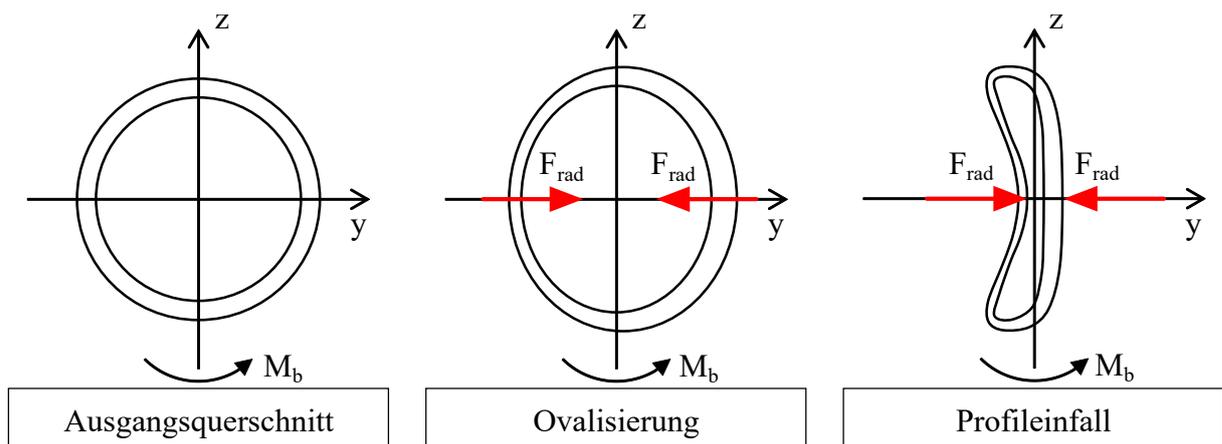


Abbildung 2.8: Illustration der Ovalisierung eines Rundrohr beim Biegen vom Ausgangszustand (links) zum Profileinfall (rechts) nach Vatter (2015)

Nach Gerlach (2010) treten Risse am Außenbogen bei kleinen Biege Faktoren auf (kleine Biegeradien und große Außendurchmesser, siehe Formel 2.1), wobei Freiformbiegeverfahren nach

Engel und Kersten (2010) weniger stark betroffen sind, als formgebundene Biegeverfahren (z.B. RZB). Dies ist darauf zurückzuführen, dass formgebundene Biegeverfahren vorwiegend bei sehr großen Wanddickenfaktoren oder sehr kleinen Biegefaktoren eingesetzt werden (Vatter, 2015). Für eine erste Abschätzung der Rissbildung beim RZB kann die Gleichung nach Engel und Hinkel (2011) verwendet werden. Dabei wird vereinfachend eine ebene Formänderung angenommen ( $\varphi_2 = 0$ ), wobei die Dehnung in Längsrichtung und nicht in Umfangsrichtung wirkt. Die Grenzdehnung  $\epsilon_{grenz}$  sollte nach Engel und Hinkel (2011) kleiner als die Gleichmaßdehnung des Werkstoffs sein.

$$\epsilon_{grenz} = \frac{H}{R} \cdot \frac{1}{2} \leq \epsilon_{gl} \quad (2.6)$$

Die Gleichung gilt für Biegungen mit einem stehenden Gegenhalter. Bei einem mitfahrenden oder nachschiebenden Gegenhalter verhindert ein Nachfließen des Werkstoffs aus der Umfangsrichtung eine Einschnürung (Hassan, 2017). Der Werkstofffluss in Umfangsrichtung kann, nach Borchmann (2021), anhand des Dehnungspfades zur Prozessauslegung gegenüber der Rissbildung berücksichtigt werden. Risse am Außenbogen können zum Versagen des Biegebauteils während des Biegens oder später im Einsatz unter Belastung führen.

### Faltenbildung an gebogenen Bauteilen

Die Faltenbildung ist ein Fehlerbild, das bei allen Biegeverfahren auftritt. Speziell im Bereich des RZB wurden umfassende Untersuchungen zu den Kriterien und Einflüssen durchgeführt sowie Modelle dazu entwickelt. Nach VDI Richtlinie 3431 sind Falten wellenförmige Abweichungen der Profilkontur von der idealen Kontur. Falten entstehen, wenn am Innenbogen der Druckspannungszustand durch die Stauchung eine kritische Stauchgrenze erreicht, die zur Instabilität führt und die Umformenergie dadurch zur Bildung kleiner Falten genutzt wird (Vipavc, 2018). Klein und Gänsicke (2019) bezeichnen die kritische Spannung der Stauchgrenze auch als kritische Beulspannung. Zur Prognose der Faltenbildung zeigt Peek (2002) eine analytische Lösung zur Vorhersage kritischer Wellenlängen der Falten bei Aluminiumrohren mit kleinen Wanddickenfaktoren. Kyriakides und Shaw (1982) bestimmen durch die numerische Lösung nichtlinearer algebraischer Gleichungen das maximale Moment und die maximale Krümmung für verschiedene Drücke in Abhängigkeit von den Material- und Geometrieparametern des Problems. Für den Bereich der Parameter, in dem die Grenzlastinstabilität dominiert, sind die Ergebnisse sehr gut mit experimentellen Ergebnissen für Stahl- und Aluminiumrohre vergleichbar (Kyriakides und Shaw, 1982). Reddy (1979) führte eine Reihe von Versuchen mit Aluminium- und Stahlrohren durch, die sich bei reiner Biegung im plastischen Bereich verformen. Die beobachteten Verformungsarten zeigen, dass die Falten die Hauptursache für das Versagen in den Tests waren.

Darüber hinaus hat die sinusförmige Natur dieser Falten zu der Hypothese geführt, dass sich die Rohre wie unvollkommene Zylinder verhielten, deren Unvollkommenheiten zu einem stetigen Wachstum dieser Falten bis zum Versagen führte (Reddy, 1979). Der Dissertation von Li (2007) zum Faltenverhalten beim NC-Biegen von dünnwandigen Rohren geht bereits der Aufbau der FE-Simulation und die numerische Untersuchung der Faltenbildung voraus (Li et al., 2006). Auch Liu et al. (2016) vergleicht in seiner Arbeit verschiedene Ansätze zur Vorhersage der Faltenbildung an dünnwandigen Bauteilen aus Blechen oder Rohren. Er stellt eine hybride Methode vor, die eine explizite FE-Methode, anfängliche Unvollkommenheit und die Energieerhaltung gemeinsam in Betracht zieht und zeigt, dass damit genauere Vorhersagen als mit rein analytischen Methoden möglich sind.

Für die Prozessauslegung mit dem Ziel der Faltenvermeidung ist die Kenntnis der Einflussfaktoren nötig. Engel und Mathes (2013) teilen diese in die Bereiche Halbzeug, Werkzeug, Maschine und Prozessregelung ein. Dabei wird nach VDI Richtlinie 3431 zwischen Primär- und Sekundärfalten unterschieden (siehe Abbildung 2.9). Primäre Falten treten im geraden Bereich des Profils vor der Übergangsebene auf. Sie können nach Borchmann (2021) durch eine zu geringe Gegenhalternormalkraft, durch eine zu große Vorschubkraft, durch ungeeignete Positionierung oder fortgeschrittenen Verschleiß des Faltenglätters verursacht werden. Das Auftreten der Sekundärfalten im Bogenbereich fasst Borchmann (2021) so zusammen, dass diese aufgrund einer zu geringen Spannkraft der Spannbacken, durch zu kleine Dornglieder mit zu geringer Abstützung der Innenwand und durch eine zu große Vorschubkraft am Biegeanfang entstehen.

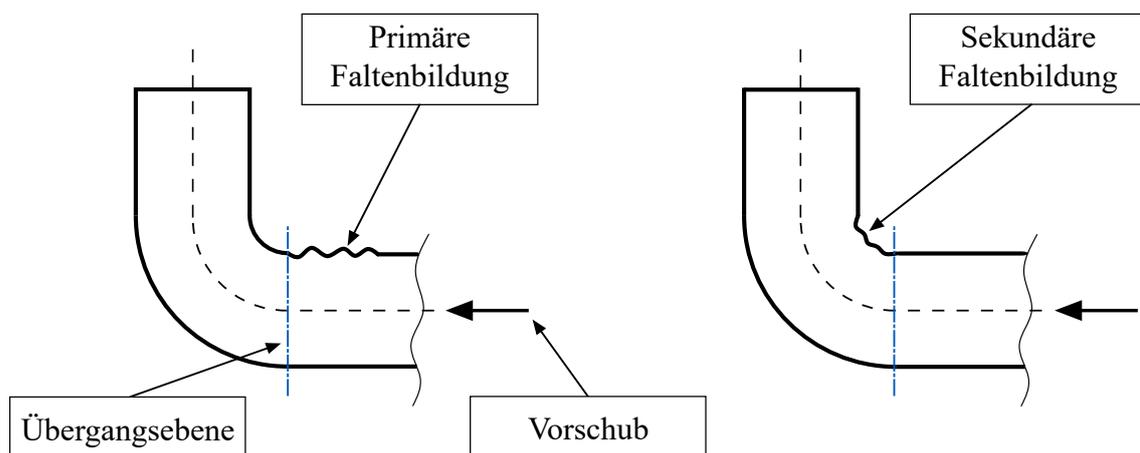


Abbildung 2.9: Darstellung der primären (links) und sekundären (rechts) Faltenbildung nach VDI Richtlinie 3431

Um die Faltenbildung zu verhindern, können beim RZB Faltenglätter verwendet werden. Die Verwendung eines Faltenglätters bei Freiformbiegeverfahren ist entweder sehr aufwendig oder

nicht möglich (Gerlach, 2010) und wird deshalb meist nicht angewendet (Vipavc, 2018). Die größeren Biegefaktoren beim Freiformbiegen im Vergleich zum RZB reduzieren die Gefahr von Faltenbildung bei ausreichendem Wanddickenfaktor (Vatter, 2015). Dennoch tritt die Faltenbildung auch beim Freiformbiegen auf und nimmt mit kleiner werdenden Biegeradien zu. Die Faltenbildung beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize ist nach Guo et al. (2018c) auch vom Werkzeugabstand abhängig. Weiterhin ist die Faltenbildung beim Freiformbiegen von Werkzeugtyp und der Geometrie des Werkzeugs sowie der Reibung zwischen Werkzeugen und Profil abhängig (Werner et al., 2023).

## 2.2 Freiformbiegen mit bewegter Matrize

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Verfahren zur Umformung von rechteckigen Stahlprofilen betrachtet. Im folgenden Teil erfolgt anfangs eine Begriffsdefinition und die Prozessbeschreibung. Anschließend werden die verschiedenen Werkzeugtypen für das Freiformbiegen mit bewegter Matrize vorgestellt. Dabei wird eine Nomenklatur festgelegt, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit Verwendung findet.

### 2.2.1 Prozessbeschreibung und Begriffsdefinition

Das Freiformbiegen mit bewegter Matrize, auch Matrizenschubbiegen oder MOS-Bending genannt, wurde durch die Forschung von Murata et al. (1989) begründet und erweitert (Murata et al., 1994). Die Patentierung durch die japanischen Unternehmen Nissin und Opton machte den Prozess auch als Nissin- oder Nissin-Opton-Verfahren bekannt (Vipavc, 2018). In Darstellung 2.10 ist die Prinzipskizze und der Maschinenaufbau nach Murata und Aoki (1998) abgebildet, in Tabelle 2.2 sind die nummerierten Komponenten benannt. Die Nummern 11 und 12 sind nicht in der Skizze und gehören zur drehbaren Matrize.

Das Freiformbiegen nach dem Nissin-Prinzip in Abbildung 2.10 hat drei Freiheitsgrade. Die Matrize kann entsprechend dem eingezeichneten Koordinatensystem auf der  $xy$ -Ebene translatorisch bewegt werden. Der dritte Freiheitsgrad ist der Vorschub entlang der  $z$ -Achse. Die Matrize ist in einem Gelenklager gelagert und kann um alle Achsen passiv rotieren. Durch kontinuierliches Verschieben des Rohrs bei gleichzeitiger gesteuerter Auslenkung der Matrize wird ein Biegemoment erzeugt und Biegungen können realisiert werden.

Nach Murata und Aoki, 1998 kann mit den Größen in der Prinzipskizze (vgl. Abbildung 2.10) die Berechnung des auftretenden Biegemoments beim Freiformbiegen in Zusammenhang mit der Werkzeuggeometrie und der Biegekinematik gebracht werden:

$$M_B = P_U \cdot v + P_L \cdot u \quad (2.7)$$

Demnach liegt das höchste Biegemoment am Auslauf der Rohrführung an. Aus der Formel 2.7 ist herauszulesen, dass mit kleiner werdenden Abständen bei gleicher Biegekinematik die Biegekräfte zunehmen. Dies konnte auch von Beulich (2022) bestätigt werden. Die kleinsten biegbaren Radien beim Freiformbiegen nach dem Nissin-Prinzip liegen nach Gantner (2008) ungefähr bei dem Zweifachen des Rohraußendurchmessers (Biegefaktor = 2), wobei ein Biegedorn verwendet werden muss. Das obere Limit der Radien ist nach Engel und Kersten (2010) durch die Achsauflösung (Genauigkeit der Achsauslenkung) der Maschine definiert.

Tabelle 2.2: Bezeichnung der Maschinenkomponenten nach Murata und Aoki (1998)

Nummer	Bezeichnung	Nummer	Bezeichnung
1	Rundrohr	8	Vorschubmotor
2	Biegematrize	9	Antriebskette
3	Zylindrische Führung	10	Vorschubplatte
4	Antrieb für x-Achse	11	Gelenklager
5	Antrieb für y-Achse	12	Vorrichtung Neigungskontrolle
6	Drehgeber für die Vorwärtsmessung der Rohrlänge	13	Kraftmessdose Vorschubkraft
7	Freigabeschalter	14	Kraftmessdose Biegekraft

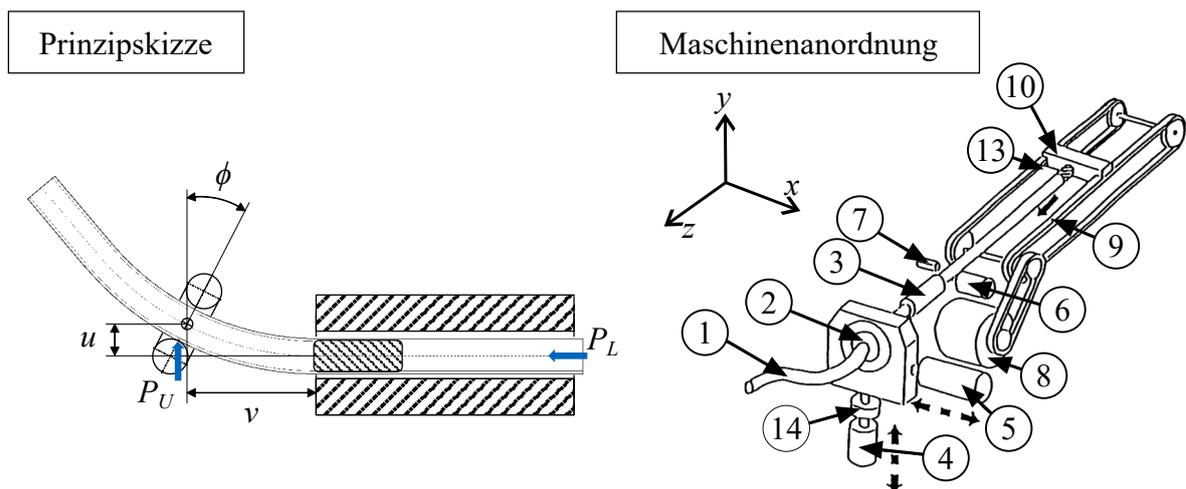


Abbildung 2.10: Darstellung der Prinzipskizze (links) und des Maschinenaufbaus (rechts) nach Murata und Aoki (1998)

Das Verfahren wurde zunächst auf fünf und nach aktuellem Stand auf sechs Freiheitsgrade weiterentwickelt (J. Neu GmbH, 2018). Bei fünf Freiheitsgraden werden die ursprünglichen drei Freiheitsgrade durch die Möglichkeit der gesteuerten Rotation der Matrize um die x- und y-Achse ergänzt. Den sechsten Freiheitsgrad bildet die gesteuerte Rotation der Matrize um die Vorschubachse. Dadurch können durch die Verdrehung des Profilquerschnitts beim Biegen von Profilen mit nicht-kreisrundem Querschnitt die Prozessgrenzen erweitert werden (Beulich, 2022). Bei Anlagen mit drei Freiheitsgraden stellt sich der Winkel der Matrize selbstständig ein, da diese nur gelagert und nicht angetrieben oder gebremst wird. Gantner (2008) beschreibt dabei drei mögliche Konfigurationen für die Anordnung des Drehpunktes der Matrize und des Krafteinleitungspunktes. So kann der Krafteinleitungspunkt in Vorschubrichtung vor, direkt auf oder nach dem Drehpunkt liegen. Dies beeinflusst die Kinematik, da der entstehende Hebel die nötige Auslenkung und den Drehwinkel beeinflusst. Idealerweise ist die Matrize im ausgelenkten Zustand so gedreht, dass sie radial zum Bogen des Bauteils steht, das Bauteil also tangential durch die Matrize geschoben wird. Maier et al. (2021) zeigt, dass durch unterschiedliche Kombinationen aus Auslenkung  $u$  und Drehwinkel  $\phi$  der Matrize geometrisch gleiche Bauteile mit unterschiedlichem Eigenspannungszustand gefertigt werden können. Nach Maier et al. (2021) wird eine größere Verdrehung der Matrize als „Überbiegen“ und eine geringere Verdrehung als „Unterbiegen“ bezeichnet. Das nicht-tangentiale Biegen wurde auch von Hu et al. (2024) im Hinblick auf die Verschiebung der neutralen Faser durch verschiedene Winkel der Matrize untersucht.

Zum Freiformbiegen mit bewegter Matrize und sechs Freiheitsgraden ist ein vollständiger, profilspezifischer Werkzeugsatz notwendig. Die Zusammensetzung und die gängige Nomenklatur eines Werkzeugsatzes ist in Tabelle 2.3 dargestellt. Ein vollständiger Werkzeugsatz besteht aus der Matrize, der Führung, dem Biegedorn und den Peripheriebaugruppen. Heizelemente sind optional, können jedoch als zusätzlicher Freiheitsgrad nach Maier et al. (2022) verwendet werden. Eine Erweiterung um weitere Aktoren und Messtechnik ist darüber hinaus möglich. Der Fokus dieser Forschungsarbeit liegt auf den drei wesentlichen Bestandteilen eines Werkzeugsatzes: Dem bewegten Werkzeug (Matrize), dem festen Werkzeug (Halter, Führung) und dem Biegedorn. Die Peripherie wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit als Randbedingung angesehen und nicht näher untersucht.

In dieser Arbeit erfolgt die Bezeichnung eines Werkzeugsatzes primär über die Außenkontur des zu biegenden Profils. Beispielsweise ist ein „50x40 Werkzeugsatz“ grundsätzlich für Rechteckprofile des genannten Außenmaßes geeignet, unabhängig von Wandstärke oder dem Material. Die Wandstärke des Halbzeugs limitiert die Maße des Biegedorns. Einsatzbeschränkungen können durch Eckradien der Halbzeuge entstehen, wenn die Eckradien der Profile kleiner

Tabelle 2.3: Nomenklatur und Zusammensetzung eines Werkzeugsatzes zum Freiformbiegen

<b>Werkzeugsatz zum Freiformbiegen</b>			
<b>Bewegtes Werkzeug (Matrize)</b>	<b>Festes Werkzeug (Halter/Führung)</b>	<b>Biegedorn</b>	<b>Peripherie</b>
Ausführung:			Elemente:
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Rollen</li> <li>• Gleitausführung</li> <li>• Kombination aus Rollen und Gleit- ausführung</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Rollen</li> <li>• Gleitausführung</li> <li>• Kombination aus Rollen und Gleit- ausführung</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Gliederdorn</li> <li>• Kurzdorn</li> <li>• Kugelschalendorn</li> <li>• Hybriddorn</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Vorschubstange</li> <li>• Niederhalter</li> <li>• Heizelemente</li> <li>• Beölung</li> </ul>

sind als die entsprechenden Ausformungen der Werkzeuge. Bei Neukonstruktionen müssen die Bau- und Freiräume im Bereich zwischen dem bewegten und dem festen Werkzeug so erhalten bleiben, dass die Bewegungen der Maschine kollisionsfrei ausgeführt werden können und die Funktionalität und Sicherheit gewährleistet ist.

### 2.2.2 Werkzeugtypen zum Freiformbiegen mit bewegter Matrize

Verschiedene Ausführungen für die Matrize, die Führung und den Biegedorn sind in Tabelle 2.3 aufgelistet. Da es keine Norm oder Richtlinie zur Gestaltung von Werkzeugen für das Freiformbiegen nach dem Nissin-Prinzip gibt, werden die Werkzeugsätze nach individuellen Anforderungen konstruiert und gefertigt. Dies führt zu einer Vielzahl an verschiedenen Werkzeugen, die für wissenschaftliche Untersuchungen und industrielle Serienfertigung genutzt werden. Nachfolgend werden unterschiedliche Ausführungen der Werkzeuge zum Freiformbiegen mit bewegter Matrize vorgestellt. Abbildung 2.11 zeigt die Prinzipskizzen in der Schnittansicht für das Rollenkonzept und verschiedene Gleitführungskonzepte. Für Spezialanwendungen können die Achsen des Rollengerüsts gegenüber dem Profilquerschnitt verdreht werden, wobei die Rollen entsprechend angepasst werden müssen.

#### **Bewegtes Werkzeug**

Bei bewegten Werkzeugen wird hinsichtlich der konstruktiven Ausführung zwischen Varianten mit Gleitführungen oder Rollen unterschieden. Rollen kommen vorwiegend bei rechteckigen Profilen zum Einsatz, während Gleitführungen bei allen Profilen verwendet werden können. Bei Anlagen mit drei Freiheitsgraden ist das bewegte Werkzeug in den überwiegenden Fällen eine Hülse, die in einem sphärischen Gelenklager sitzt. Das Werkzeug kann auch einteilig ausgeführt sein. Murata et al. (1989) verwendet auf der ursprünglichen Anlage eine metallische

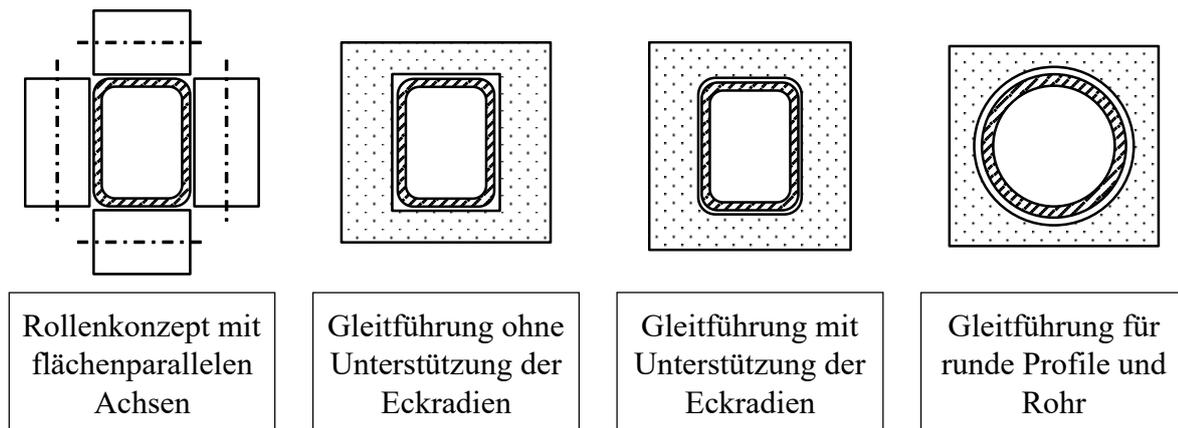


Abbildung 2.11: Prinzipskizzen in der Schnittansicht für die unterschiedlichen Ausführungen des festen und bewegten Werkzeugs nach Tabelle 2.3

Gleitführung. Gantner et al. (2005) zeigt, dass die Gleitführungen aus Hartmetall oder aus einer Keramik gefertigt sein können. Durch die Schmierung und die Keramik kann ein sehr niedriger Reibwert in der Simulation angesetzt werden. Guo et al. (2018a) verwenden ebenfalls eine Gleitführung aus Hartmetall für das Biegen kleiner Radien durch eine neuartige Gelenkverbindung der Matrize. Auch Cheng et al. (2020) nutzt für die Untersuchung der Querschnittsdeformation eines rechteckigen dünnwandigen Aluminiumprofils (AA6061) über einen Radienverlauf eine Gleitführung aus Hartmetall.

Die Matrizen bei Anlagen mit fünf oder sechs Freiheitsgraden sind im Grundaufbau scheibenförmig. Sie können entweder eine Gleitführung in Form einer Hülse aufnehmen, als Ganzes die Gleitführung sein oder als Grundplatte eines Rollenkäfigs dienen. Gantner et al. (2007) nutzt für die Untersuchungen zum Aufbau eines Simulationsmodells eine Rollenmatrize. Die Rollenachsen sind dabei parallel zu den Seitenflächen des Profils. Die Rollen sind dementsprechend zylindrisch. Ein ähnliches Konzept wird von Yang et al. (2022) zum Fertigen einer spiralförmigen Geometrie aus einem rechteckigen Edelstahlprofil auf einer Anlage mit sechs Freiheitsgraden verwendet. Vergleichbare Rollenwerkzeuge kommen auch bei anderen Verfahren zum Einsatz, so nutzt Chatti et al. (2010) Rollenmatrizen für Rechteckprofile beim TSS-Biegen. Bei der Erweiterung des TSS-Verfahrens um zwei zusätzliche Freiheitsgrade nutzt Staupendahl (2021) eine Rollenmatrize, bei der die Rollenachsen um  $45^\circ$  zu den Seitenflächen verdreht sind. Das Konzept der Gleitführung wird von Beulich et al. (2017) bei den Versuchen mit Aluminiumrohren verwendet. Werner et al. (2023) vergleicht das Rollenkonzept mit dem Gleitführungskonzept am Beispiel eines Rechteckprofils auf einer Anlage mit sechs Freiheitsgraden. Dabei konnte ein direkter Einfluss des Werkzeugkonzepts auf das Biegeergebnis festgestellt werden. Neben Hartmetall und keramischen Werkstoffen zeigt Chatti et al. (2007), dass auch Teflon-Backen

als Gleitführungen verwendet werden können. Alle aufgezeigten Werkzeuge haben gemeinsam, dass sie omnidirektional funktionieren. Da dies nicht für alle Anwendungen zielführend ist, werden in der Industrie auch spezialisierte Werkzeuge für bestimmte Biegerichtungen mit nur einer oder zwei Rollen verwendet werden.

### **Festes Werkzeug**

Bei den festen Werkzeugen haben sich wie bei der beweglichen Matrize die Gleitführung und das Rollenkonzept etabliert. Murata et al. (1989), Gantner et al. (2005), Guo et al. (2018a) und Cheng et al. (2020) verwenden auf den Anlagen mit drei Freiheitsgraden Gleitführungen aus Hartmetall oder keramischen Werkstoffen. Ihre Untersuchungen finden dabei an Rundrohren statt. Bei Anlagen mit fünf und sechs Freiheitsgraden werden für das bewegte Werkzeug ebenfalls Gleitführungen für Rundrohre verwendet (Beulich et al., 2017). Im Bereich des Freiformbiegens von rechteckigen Profilen haben sich neben den Gleitführungen auch Rollenkonzepte etabliert (Werner et al., 2023). Gantner et al. (2007) und Cheng et al. (2020) verwenden dazu vergleichbare Konzepte mit zwei Zylinderrollen auf jeder Profilstelle. Dabei ist jedoch die Verformung des Profils zwischen den Rollen und die Elastizität des Werkzeugs und der Rollen nicht zu vernachlässigen, wie Chatti et al. (2010) beim TSS-Biegen zeigen konnte.

### **Biegedorn**

Aus den Entwicklungen im Bereich des RZBs heraus sind verschiedene Biegedorne entstanden, die das verwendete Halbzeug beim Biegen von innen heraus stabilisieren und abstützen sollen. Dadurch können die Ovalisierung, der Profileinfall oder die Faltenbildung reduziert oder verhindert werden. Zur Auswahl eines geeigneten Dorns greifen viele Anwender auf erfahrungsbasiertes Wissen zurück (Tingley III, 2010) oder nutzen das Arbeitsdiagramm zum RZB nach Engel et al. (2017) (siehe Abbildung 2.5). Franz (1961) beschreibt die verschiedenen Dornarten zum RZB, die in ihrer jeweiligen Lage verändert werden können. Löffel-, Kurz- bzw. Stummeldorne und Gliederdorne mit unterschiedlicher Anzahl an Gliedern haben sich in den letzten Jahrzehnten etabliert. Der Löffeldorn besitzt zum Außenbogen des Rohrs hin eine Abrundung mit dem Radius der gewünschten Biegung wodurch er radienspezifisch eingeschränkt ist (Fisher, 2002). Der Stummeldorn hat an seiner Spitze eine halbkugelförmige Abrundung und wird meist bei kleinem Wanddickenfaktor und großem Biegefaktor verwendet (Fisher, 2002). Gliederdorne werden in verschiedenen Ausführungen verwendet. Grundsätzlich können alle Dorne, die beim RZB verwendet werden, auch beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize eingesetzt werden. Beulich et al. (2017) verwendet zum Freiformbiegen einen Kugelschalendorn, bei dem die einzelnen Elemente auf einem Stahlseil aufgefädelt sind. Gantner et al. (2007) und Yang et al. (2022) nutzen zum Biegen der Rechteckprofile Gliederdorne, bei denen die einzelnen

Glieder nicht ineinander greifen sondern nacheinander aufgereiht sind. Die Abstände zwischen den einzelnen Gliedern führen dazu, dass das Profil nicht vollständig von innen gestützt wird. Dafür bieten die Gliederdorne eine große Bewegungsfreiheit. Die etablierten Dornkonzepte für Rundrohre können somit auch auf das Freiformbiegen von Profilen übertragen werden. Speziell für Rechteckdorne bieten Lamellendorne großes Potential. Diese bestehen aus mehreren Lagen eines Kunststoffes, meist Polyethylen (PE) (Vollertsen et al., 1999) oder Polyoxymethylen (POM). Die einzelnen Lagen können aneinander entlanggleiten und sind biegsam. Dennoch sind die Lamellendorne so steif, dass sie das Profil von innen stützen und mehrfach verwendet werden können (Vollertsen et al., 1999). Eine Modifikation dieses Konzepts wird im Rahmen dieser Arbeit verwendet und als Hybriddorn bezeichnet. Dieser ist eine Kombination aus einem Stummeldorn zur Abstützung des Profils innerhalb des festen Werkzeugs und dem Lamellenkonzept. Dabei werden nur zwei Lagen Lamellen verwendet, die jeweils halbiert werden und somit vier Dornfinger ergeben. Die Prinzipskizzen der aufgezählten Ausführungen der Biegedorne sind in Abbildung 2.12 dargestellt.

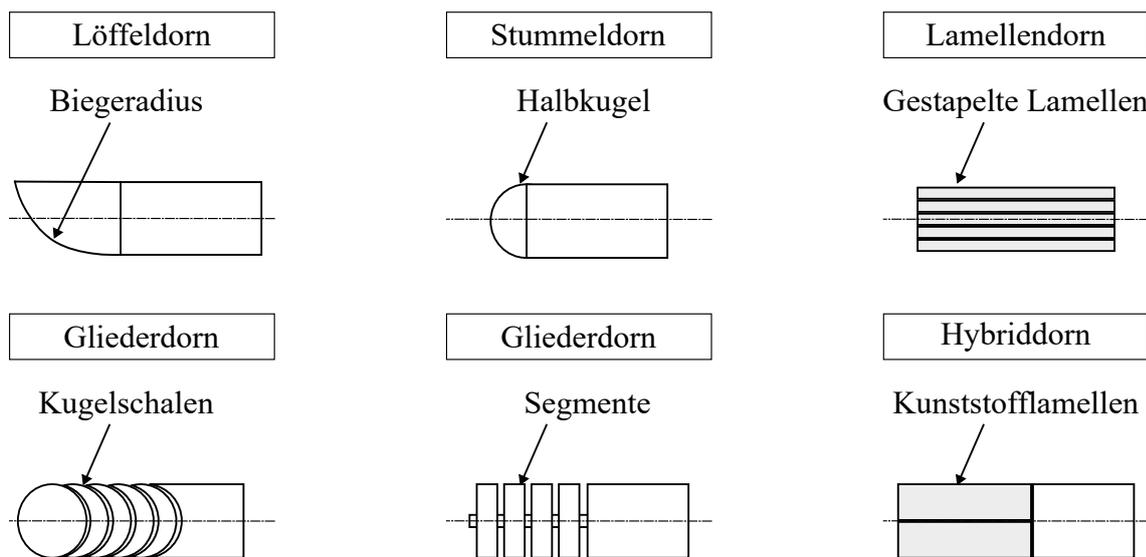


Abbildung 2.12: Prinzipskizzen der verschiedenen Ausführungen der Biegedorne

## 2.3 FEM-Modellierung von Biegeverfahren

Das am häufigsten eingesetzte numerische Verfahren zur Lösung komplexer physikalischer Probleme (Knothe und Wessels, 2017) ist die Finite-Elemente-Methode (FEM) (Zienkiewicz et al., 1967). Dabei wird ein physikalisches System in diskrete Elemente unterteilt, um mit mathematischen Modellen Berechnungen von Spannungen, Verformungen und anderen physikalischen Größen durchzuführen. In der Umformtechnik weist die FEM-Simulation einen umfangreichen Anwendungsbereich auf, um das Verhalten von Materialien während des Umformprozesses zu verstehen und zu optimieren. Nachfolgend werden zunächst die Grundlagen der FEM vorgestellt und anschließend eine Übersicht über die Anwendung der FEM im Bereich des Rohr- und Profilbiegens gegeben.

### 2.3.1 Grundlagen der FEM-Modellierung physikalischer Systeme

Felippa (2004) beschreibt das Grundkonzept der physikalischen FEM als die Unterteilung eines mathematischen Modells in disjunkte (sich nicht überschneidende) Komponenten einfacher Geometrie, die als „endliche Elemente“ oder kurz „Elemente“ bezeichnet werden. Die Antwort jedes Elements wird durch eine endliche Anzahl von Freiheitsgraden ausgedrückt, die durch den Wert einer unbekanntenen Funktion oder Funktionen an einer Reihe von Knotenpunkten charakterisiert sind. Die Antwort des mathematischen Modells wird dann durch die Antwort des diskreten Modells approximiert, das durch die Verbindung oder den Zusammenbau der Gesamtheit der Elemente entsteht. In Abbildung 2.13 ist der Prozess der Lösung eines physikalischen Problems mittels FEM nach Felippa (2004) dargestellt.

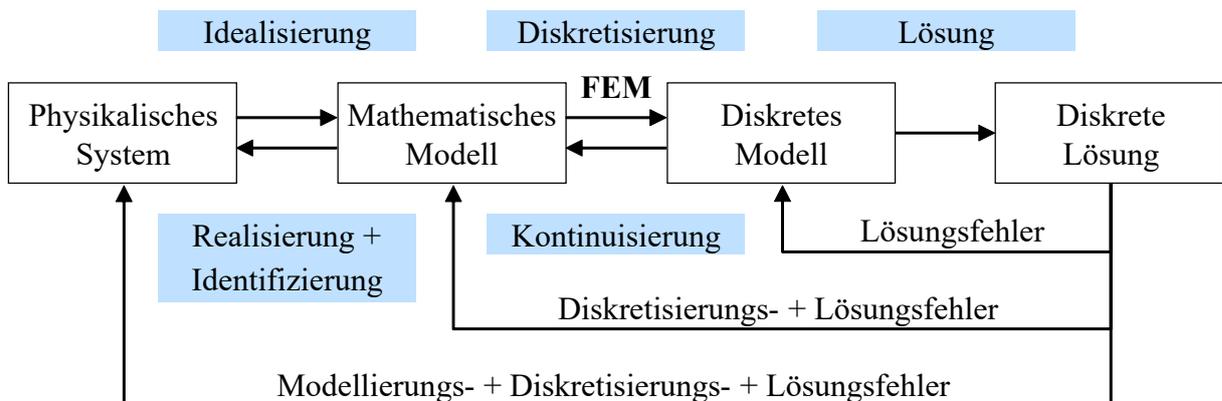


Abbildung 2.13: Vereinfachte Darstellung des physikalischen Simulationsprozesses nach Felippa (2004)

Die Idealisierung führt vom physikalischen System zu einem mathematischen Modell des Systems. Das mathematische Modell ist notwendigerweise eine Abstraktion der physikalischen Realität. Dies ist notwendig, um die Komplexität des physikalischen Systems zu reduzieren. Oft handelt es sich bei den mathematischen Modellen um gekoppelte partielle Differentialgleichungen in Raum und Zeit, die Rand- und/oder Schnittstellenbedingungen unterliegen. Solche Modelle haben eine unendliche Anzahl von Freiheitsgraden. Um die Modelle praktikabel zu machen, muss die Zahl der Freiheitsgrade auf eine endliche Zahl reduziert werden. Diese Reduzierung wird als Diskretisierung bezeichnet. Das somit erzeugte, diskretisierte Modell kann zur Berechnung einer Lösung genutzt werden, wobei gewisse Fehler entstehen. Abbildung 2.13 zeigt, dass jeder Schritt eine Fehlerquelle darstellt. Modellierungsfehler sind in der technischen Praxis die wichtigsten. Sie sind jedoch schwierig und teuer zu bewerten, da die Modellvalidierung den Zugang zu und den Vergleich mit experimentellen Ergebnissen erfordert. An nächster Stelle steht der Diskretisierungsfehler. Selbst wenn Lösungsfehler vernachlässigt werden, ist die berechnete Lösung des diskreten Modells nur eine Annäherung an die exakte Lösung des mathematischen Modells. Ein quantitatives Maß für diese Diskrepanz wird als Diskretisierungsfehler bezeichnet. (Felippa, 2004)

### 2.3.2 Numerische Modelle des Freiformbiegens mit bewegter Matrize

Die Finite-Elemente-Methode findet auch im Bereich des Freiformbiegens Anwendung. Vipavc (2018) zeigt beim DRSB, dass die Einflussgrößen, welche die Biegegeometrie bewirken, zum nichtlinearen dynamischen Verhalten des Systems führen, das mittels partieller Differentialgleichungen beschrieben werden kann. Eine Lösung für solche nichtlinearen Fälle bieten die numerischen FE-Methoden. Dabei verwenden alle nachfolgend aufgezählten Prozessmodelle ähnliche Ansätze und Annahmen. Die Modellierung der Werkzeuge und Profile erfolgt immer über die CAD-Geometrien, die diskretisiert werden. Für die Werkzeuge werden überwiegend Schalenelementformulierungen verwendet. Dies gilt auch für die Profile. Die Reibung wird über einfache Modelle mit dem Reibwert abgebildet, der meist aus der Literatur entnommen oder invers bestimmt wird.

Cojutti et al. (2009) zeigt, dass die Elastizität der Werkzeuge und Maschine berücksichtigt werden muss, um den Biegeradius eines Bauteils mit der Simulation gut zu approximieren. Dies erhöht die Genauigkeit und gleichzeitig die Rechenzeit einer Simulation. Vatter (2015) nutzt die FEM-Simulation, um isoliert einzelne geometrische Halbzeugparameter und deren Einfluss auf das Biegeergebnis beim DRSB zu untersuchen. Ancellotti et al. (2019) kombiniert das RZB eines Rechteckprofils mit dem DRSB und zusätzlicher Drehung. Dabei wird auf einem zuvor

validierten Modell des RZB aufgebaut, bei dem ein elastischer Dorn genutzt wird, der das Profil in der Umformzone vollständig abstützt (Ancellotti et al., 2016).

Das Freiformbiegen mit bewegter Matrize auf einer Anlage mit drei Freiheitsgraden wird von Gantner et al. (2005) mittels eines in LS-DYNA erstellten FE-Modells abgebildet. Dabei werden Experimente mit einem Rundrohr mit Simulationsergebnissen verglichen und die gute Übereinstimmung des Modells gezeigt. Guo (2018) validiert ein Simulationsmodell für das FBM mit drei Freiheitsgraden mit Versuchen an Messingrohren. Auch Cheng et al. (2020) nutzt ein FE-Modell zur Untersuchung der Querschnittsverformung eines Rechteckprofils beim Freiformbiegen. In beiden Veröffentlichungen wird kein Biegedorn bei den Experimenten und der Simulation verwendet. Ein Gliederdorn für Rechteckprofile wird von Gantner et al. (2007) bei den Untersuchungen zum Freiformbiegen mit Rechteckprofilen integriert. Beulich et al. (2017), der seine Untersuchungen an Aluminiumrohren durchführt, baut auf den Arbeiten von Gantner et al. (2005, 2007) und Gantner (2008) auf und implementiert einen Kugelschalendorn im Rahmen der Erstellung eines Modells für das Freiformbiegen mit sechs Freiheitsgraden. Yang et al. (2022) nutzt ein Simulationsmodell zur Prognose des Biegens einer spiralförmigen Kontur aus einem rechteckigen Edelstahlprofil. Dabei wird gezeigt, dass die Prozessauslegung für dreidimensionale Bauteile basierend auf einem Modell möglich ist. Weiterhin nutzt Werner et al. (2023) ein Simulationsmodell zur Untersuchung des Einflusses der Werkzeuggestaltung auf das Biegeergebnis beim Freiformbiegen von Rechteckprofilen.

Allen aufgeführten Arbeiten zur Simulation des Freiformbiegens mit bewegter Matrize ist gemein, dass die Werkzeuge als Starrkörper modelliert und ein mögliches elastisches Werkzeugverhalten im Gegensatz zu Vipavc (2018) und Cojutti et al. (2009) vernachlässigt wird. Die Ergebnisse von Li et al. (2017) zeigen ebenfalls engere simulierte Radien als die Versuche dazu ergeben. Da die Elastizität der Werkzeuge dabei vernachlässigt wurde, ist im Hinblick auf die Arbeiten von Vipavc (2018) und Cojutti et al. (2009) auch beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize von einem Zusammenhang der Werkzeugelastizität und dem Biegeresultat auszugehen. In der Veröffentlichung von Guo et al. (2018a) wird die Matrize als verformbarer Körper modelliert, wobei dazu allerdings kein Ersatzmodell mit Federn genutzt wird, wie bei Vipavc (2018). Dies führt zu längeren Berechnungszeiten. Alle der zuvor genannten Studien werden verfahrensspezifisch erstellt und individuell mit Experimenten validiert. Wie in Abbildung 2.13 dargestellt, enthalten alle Modelle Fehler, die wegen der verwendeten Werkzeuge, Halbzeuge, Auswertemethoden, Diskretisierung und Berechnung individuell sind. Die Ergebnisse sind deshalb nicht ohne Anpassung auf andere Verfahrensvarianten übertragbar.

## 2.4 Schlussfolgerung aus dem Stand der Technik

Das Biegen von Rohren und Profilen findet in zahlreichen Industriezweigen Anwendung. Der Fokus liegt dabei besonders auf dem Biegen von Rundrohren und im Bereich des RZB. Diese Ausrichtung ist nachvollziehbar, da Rundrohre häufig in verschiedenen Anwendungen eingesetzt werden und das RZB ein etabliertes und weit verbreitetes Verfahren ist. Demzufolge ist festzustellen, dass viele Normen und Standards auf diese Kombination aus Verfahren und Halbzeug zugeschnitten sind.

Das Freiformbiegen mit bewegter Matrize ist eines von mehreren verschiedenen Freiformbiegeverfahren, wie das TSS-Biegen oder das DRSB. Der Ansatz ist bei allen ähnlich, die Umsetzung im Prozess und in den Werkzeugen jedoch verschieden. Speziell das DRSB ist durch seine Nähe zum RZB umfassend untersucht, da beide Verfahren teils auf gleichen Anlagen eingesetzt werden können. Seit den ersten Veröffentlichungen von Murata et al. (1989) zum Freiformbiegen mit bewegter Matrize wurde dieses Verfahren stetig weiterentwickelt, konnte bislang jedoch nicht die Verbreitung der anderen Verfahren erreichen. Dabei ist festzustellen, dass die Entwicklung im Bereich der Werkzeuge beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize nach wie vor auf dem Stand von Murata et al. (1989, 1994) und Murata und Aoki (1998) ist, obwohl die Maschinenteknologie von drei auf sechs gesteuerte Freiheitsgrade erweitert wurde. Dies zeigt, dass die Werkzeuge für das Freiformbiegen noch nicht den gleichen Innovationsgrad erreicht haben. Ein mögliches Beispiel hierfür wäre die begrenzte Anwendung von adaptiven Technologien, die bei anderen Umformverfahren bereits erfolgreich eingesetzt werden, wie beispielsweise Aktivelemente bei Tiefziehwerkzeugen.

Ein zentrales Problem beim Freiformbiegen stellt die Prozessgrenze durch zu große Faltenbildung dar. Im Gegensatz zum RZB gibt es keine Konzepte für Falten glätter, was Raum für weitere Forschung und Optimierung des Prozessfensters lässt. Ein Beispiel könnte die Erforschung neuer Werkzeuggeometrien oder aktiver Elemente sein, um das Konzept eines Falten glätters beim FBM zu integrieren.

Die auftretenden Prozessfehler (Falten, Knicken, Querschnittsdeformation, Risse, Profileinfall) beim Biegen sind nicht verfahrensspezifisch und werden von mehreren unterschiedlichen Prozessparametern beeinflusst. Das eröffnet die Möglichkeit, Erkenntnisse aus anderen Umformverfahren auf das Freiformbiegen zu übertragen. Zum Beispiel können Strategien zur Fehlerkorrektur oder -vermeidung aus den Bereichen des RZBs oder der Blechbearbeitung auch auf das Freiformbiegen angewandt werden.

Im Bereich der numerischen Modellierung mittels Finite-Elemente-Methode werden zumeist gezielt einzelne Parameter und deren Auswirkung auf den Biegeprozess untersucht. Dabei werden spezialisierte Modelle aufgebaut, für die Annahmen getroffen werden. Insbesondere die Annahme der ideal steifen Werkzeuge ist nicht immer anwendbar und wird dennoch fast immer vorausgesetzt. Es ist möglich, dass einzelne Konfigurationen aus weniger festen Halbzeugen in Verbindung mit reinen Gleitführungswerkzeugen zu geringerer Belastung und damit annähernd zum starren Verhalten der Werkzeuge führen. Bei der Nutzung von Rollenwerkzeugen sollte die Elastizität der Werkzeuge mit einbezogen werden (vgl. Vipavc, 2018 und Cojutti et al., 2009). Da die elastische Modellierung eine Erhöhung der Rechenzeit zur Folge hat, sollten Ersatzmodelle für das elastische Werkzeugverhalten im Sinne der Effizienz entwickelt werden. Eine absolut perfekte Lösung kann durch die inhärenten Fehler im Modellierungsprozess nach Felippa (2004) nicht erreicht werden. Dennoch ist eine möglichst gute Näherung mit möglichst kleinen Abweichungen anzustreben.

Insgesamt zeigt die aktuelle Forschung im Freiformbiegen von Rohren und Profilen sowohl Fortschritte als auch Herausforderungen auf. Der Transfer theoretischen Wissens in die industrielle Anwendung muss weiter gestärkt werden, um die Effizienz und Anwendbarkeit dieses wichtigen Umformverfahrens weiter zu verbessern.



### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

In der Einleitung und im Stand der Technik wurde aufgezeigt, dass es keine standardisierten Verfahren und Methoden gibt, die explizit das Freiformbiegen von Rechteckprofilen behandeln. Bekannte Normen, Modelle und Forschungsarbeiten betrachten überwiegend das RZB von Rundrohren. Ein weiterer großer Teil der Forschung behandelt andere Freiformbiegeverfahren wie das DRSB oder das TSS-Verfahren und nur ein kleinerer Teil das Freiformbiegen mit bewegter Matrize. Dabei konzentriert sich die Forschung oftmals auf die Untersuchung der komplexen Wechselwirkungen verschiedener Einflussparameter untereinander sowie auf den Einfluss auf das Biegeergebnis. Dies unterstreicht den Nischencharakter des Verfahrens für Spezialanwendungen in der Forschung wie in der Industrie, obwohl das flexible Verfahren größeres Potential für breitere Anwendungsfelder aufweist.

Bereits die Herstellung der Profile hinterlässt unbekannte Eigenschaften an den Profilen. Die Normen für Profile beziehen sich immer auf den fertigen Lieferzustand, die Art der Herstellung ist dabei nicht reglementiert. So können beispielsweise verschiedene Schweißverfahren verwendet werden, die mit oder ohne Zusatzwerkstoff auskommen und dementsprechend verschiedene Eigenschaften am Profil im Bereich der Schweißnaht erzeugen. Alle diese Einflüsse wirken sich auf das Verhalten des Profils beim Biegen aus. Wie groß der jeweilige Einfluss ist, kann nach aktuellem Stand nicht aus den Lieferbedingungen heraus prognostiziert werden.

Im Bereich der FE-Simulationen des Freiformbiegens mit bewegter Matrize wurde im Stand der Technik gezeigt, dass die Annahme der Vernachlässigbarkeit der Werkzeugelastizität nicht allgemein getroffen werden kann. Dies führt zu ungenauen Simulationsergebnissen hinsichtlich geometrischer Größen, wie beispielsweise dem Biegeradius, die häufig über andere Effekte zu begründen versucht werden. Ansätze wie die elastische Modellierung der Werkzeuge führen zur Erhöhung der Rechenzeit und sind für den praktischen Einsatz weniger geeignet. Die Entwicklung effizienter Ersatzmodelle ist daher zu bevorzugen.

Weiterhin wurde gezeigt, dass die auftretenden Prozessfehler beim Biegen nicht ausschließlich verfahrensspezifisch sind. Das bedeutet, dass Erkenntnisse aus anderen Umformverfahren auf das Freiformbiegen übertragbar sind. Faltenbildung beim Freiformbiegen von Rechteckprofilen wird bislang als kaum veränderliche Prozessgrenze angesehen. Daneben werden auch die Werkzeuge wenig weiterentwickelt und sind im Prinzip seit der ursprünglichen Entwicklung des Verfahrens konzeptionell unverändert. Zur Fehlerkorrektur oder -vermeidung in den Bereichen des RZB

oder der Blechbearbeitung existieren mannigfaltige Lösungen, die beim FBM bislang praktisch keinen Einzug gefunden haben.

An diesen Lücken setzt die vorliegende Arbeit an und es werden drei zentrale Forschungshypothesen postuliert, die aufeinander aufbauen:

1. Bekannte Methoden und Modelle zur Erstellung des Prozessfensters zum Freiformbiegen von Rundrohren sind auf Rechteckprofile übertragbar, können wegen des nicht kreisrunden Halbzeugs und den anisotropen Halbzeugeigenschaften jedoch nicht omnidirektional verwendet werden.
2. Das elastische Werkzeugverhalten beeinflusst den Prozess maßgeblich und muss in den numerischen Modellen berücksichtigt werden.
3. Die Faltenbildung an rechteckigen Bauteilen kann gezielt beeinflusst und reduziert werden, um dadurch das Prozessfenster zu erweitern.

Die vorliegende Arbeit ist in zwei Teile gegliedert. Im ersten Teil wird das Prozessverständnis zum Freiformbiegen von rechteckigen Profilen umfassend erarbeitet. Die Grundlagen dazu bilden der Stand der Forschung und Technik in Kapitel 2, die Vorstellung und Untersuchung der verwendeten Halbzeuge in Kapitel 5 sowie der Überblick über die verwendeten Testmethoden und -einrichtungen in Kapitel 4. Darauf aufbauend folgt der Methoden- und Modellentwicklungsteil. In Kapitel 6 werden die durchgeführten Experimente gezeigt, die zur Ermittlung und Limitierung des Prozessfensters für das exemplarisch verwendete 50x40x2 mm-Profil durchgeführt wurden. Basierend darauf wird das entwickelte Vorgehensmodell vorgestellt. Neben der versuchsbasierten Prozessuntersuchung ist die numerische Modellierung des Prozesses ein wichtiger Teil. Dazu wird in Kapitel 7 gezeigt, dass das elastische Werkzeugverhalten einen Einfluss auf das Biegeergebnis hat. Um dieses Verhalten abzubilden, wird einerseits ein Feder-Dämpfer-System als Ersatzmodell an der bewegten Matrize implementiert und zusätzlich eine Kompensationsmöglichkeit hinsichtlich der elastischen Durchbiegung des festen Werkzeugs gezeigt. Beide Ansätze zusammen beeinflussen kaum die Berechnungsdauer und liefern die benötigte Genauigkeit für die Untersuchungen zur Beeinflussung der Faltenbildung.

Zur Bestätigung der ersten und zweiten Hypothese werden die Erkenntnisse und Modelle an einem Demonstratorbauteil aus einem dünnwandigen, hochfesten Profil in Kapitel 8 validiert. Dabei wird die Notwendigkeit der Erweiterung des Prozessfensters für die industrielle Anwendung des Verfahrens gezeigt. Nach dem bisherigen Stand der Technik wäre das Bauteil nicht fertigbar.

Erst die Entwicklung der neuen Werkzeuggeometrie zur Beeinflussung der Faltenbildung in Kapitel 9 macht die Fertigung des Demonstrators aus dem gewählten dünnwandigen Halbzeug in einer Kleinserie (siehe Abschnitt 9.3) möglich. Dies stellt den zweiten Teil der vorliegenden Arbeit dar, die Prozesserweiterung. Somit können die aufgestellten Hypothesen bestätigt und die Übertragbarkeit der Entwicklungen im Rahmen dieser Arbeit gezeigt werden, bevor abschließend in Kapitel 10 die Zusammenfassung und ein Ausblick folgen. Abbildung 3.1 zeigt schematisch die Struktur und das Vorgehen der vorliegenden Arbeit.

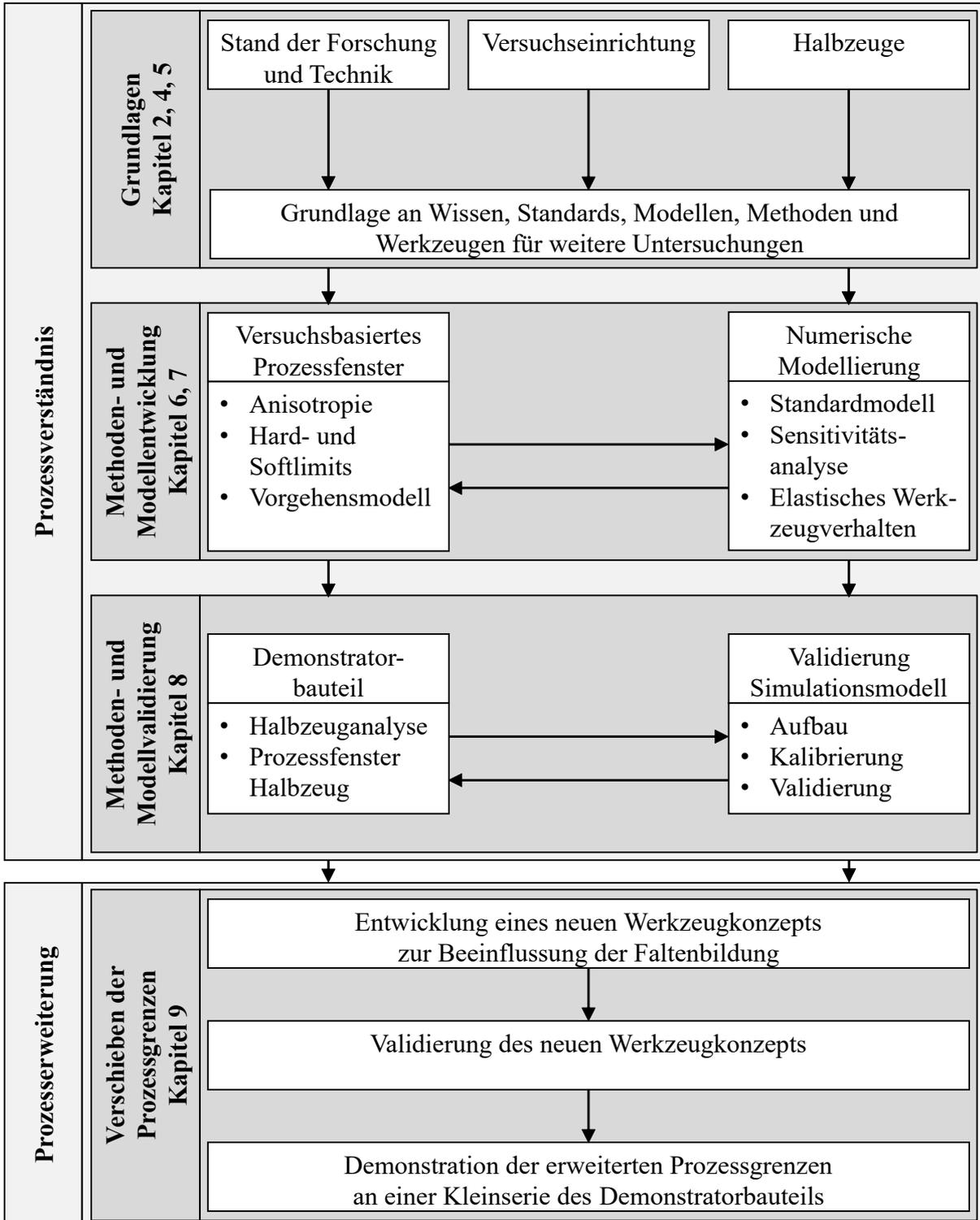


Abbildung 3.1: Aufbau und Vorgehen der Forschungsarbeit

## 4 Versuchs- und Messeinrichtungen

In diesem Kapitel werden die verwendeten Anlagen und Geräte beschrieben. Diese stellen die Grundlage für die Durchführung und Auswertung der Untersuchungen dar. Die entwickelten Ansätze, Methoden und die Auswertung der Ergebnisse basieren auf der Anwendung der vorgestellten Geräte, Anlagen und Software. Ein Transfer auf Alternativen ist möglich, kann aber unter Umständen nötige Anpassungen voraussetzen.

### 4.1 Freiformbiegeanlage NSB090 J.Neu GmbH

Für die Untersuchungen steht eine Freiformbiegemaschine NSB090 der Firma J. Neu GmbH zur Verfügung (siehe Abbildung 4.1). Dabei handelt es sich um eine Anlage zum Freiformbiegen mit sechs gesteuerten Achsen und vollsynchronisierter Steuerung. Die Maschine ist zum Biegen von Profilen und Rohren aus Stahl, Edelstahl, Aluminium und Kupfer geeignet. Der Profilquerschnitt kann einen maximalen Durchmesser von 90 mm aufweisen. Der Biegeradius ist zum Maximum theoretisch unbegrenzt und zum Minimum durch den Radius von  $2 \cdot D$ , dem zweifachen Außendurchmesser des Profils, begrenzt. Die Grenzen hängen in der Praxis vom verwendeten Profil und den Anforderungen an die Qualität des Bauteils ab. So liegt die untere Grenze in der Regel über  $2 \cdot D$ . Die Nutzlänge der verwendbaren Profile liegt bei der vorliegenden Anlage bei 4000 mm. (J. Neu GmbH, 2018)

### 4.2 Universal Zug-Druck-Prüfmaschinen

Für die Ermittlung der Fließkurven der untersuchten Materialien werden die Universal Zug-Druck-Prüfmaschinen der Firma ZwickRoell GmbH & Co. KG. verwendet. Die Anlage vom Typ Zwick 1484 ermöglicht Prüfkraft bis 250 kN bei einer Traversengeschwindigkeit im Bereich von  $0,0001-200 \text{ mm min}^{-1}$  (utg, 2023), die Anlage des Typs AllRound Line Z 150 erreicht eine Prüfkraft von 150 kN bei einer Traversengeschwindigkeit im Bereich von  $0,0001-900 \text{ mm min}^{-1}$  (ZwickRoell, 2023). Zur Dehnungsmessung der Probe wird ein taktiles Längenextensometer eingesetzt.



Abbildung 4.1: Freiformbiegeanlage am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der TUM © Hase

### 4.3 Härteprüfsystem

Zur weiteren Analyse der Halbzeuge und zur Auswertung des Einflusses der Schweißnaht sowie der verfestigten Eckbereiche über den Querschnitt der Profile wird das Härteprüfsystem AMH43 der Firma Leco Corporation (St. Joseph, USA) verwendet. Dieses ermöglicht Mikro- und Kleinkraft-Härteprüfungen durch das Eindringen von Vickers-Pyramiden nach DIN EN ISO 6507-1 mit einer relativen Genauigkeit von 1 % und einem Prüfkraftbereich zwischen 0,0981 und 9,81 N. Der Probenverfahrtisch mit 1  $\mu\text{m}$  Auflösung sowie das digitale Kamerasystem ermöglichen die automatische Erstellung und Vermessung von Härteeindrücken an definierten Messpunkten.

### 4.4 Optisches Messsystem Zeiss T-SCAN

Das T-SCAN System der Firma Zeiss besteht aus einem handgeführten Laserscanner T-SCAN und dem optischen Trackingsystem T-TRACK (siehe Abbildung 4.2). Das System ermöglicht die

3D-Vermessung von großen Objekten mit einer Echtzeiterfassung der Daten mittels der Software GOM Inspect. Dazu wird durch das Trackingsystem ein Messbereich im Raum aufgespannt und in der Software angezeigt. Innerhalb dieses Bereichs wird das handgeführte T-SCAN Gerät erkannt und in Echtzeit in der Software visualisiert. Das Handgerät arbeitet neben der Positions-erkennung im Raum mit einem Laserscanner, der über das zu messende Objekt geführt werden muss. Der richtige Abstand zum Objekt wird optisch und akustisch für den Anwender vorgegeben. Die Kombination des Laserscans und der Positionsbestimmung und Orientierung im Raum resultiert im Messergebnis. Die Daten des Handscanners und des Trackingsystems werden in der Schnittstelle zusammengeführt, von wo aus sie an den Messrechner übertragen und dort verarbeitet werden. Beide Geräte sind portabel und bieten damit eine hohe Flexibilität. Dank einer Genauigkeit von  $0,033\text{mm} + 0,033\text{mm m}^{-1}$  bietet das System eine hohe Präzision und Güte der Messergebnisse. Die Software GOM Inspect ermöglicht das Auswerten und Verarbeiten der Messdaten in Form von Punktwolken sowie einen Soll-Ist-Abgleich mit CAD-Daten. Dies ermöglicht eine schnelle und unkomplizierte geometrische Auswertung von freiformgebogenen Teilen unabhängig vom Profilquerschnitt. (Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, 2023b)

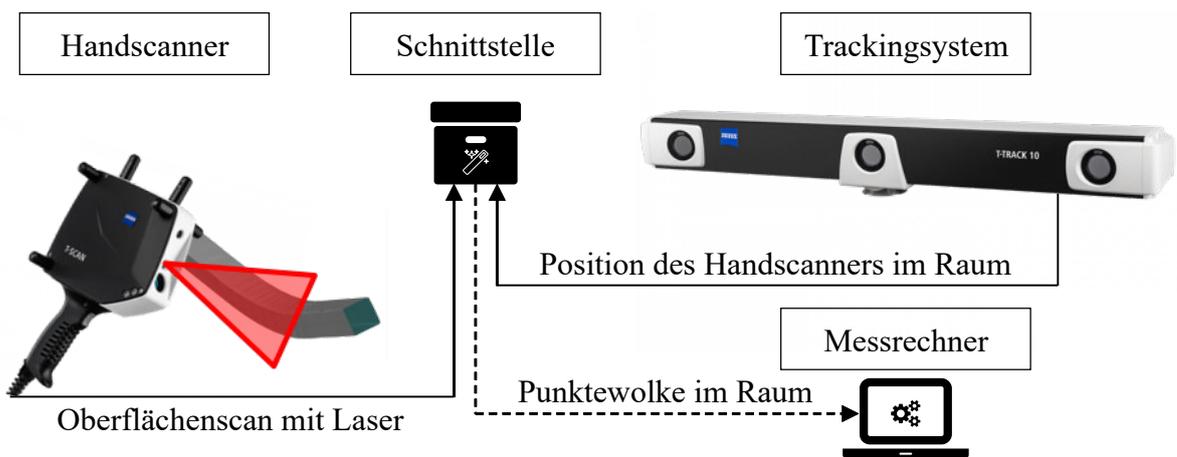


Abbildung 4.2: Funktionsschema des T-Scan-Systems (Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, 2023b)

## 4.5 Optisches Messsystem GOM ATOS Compact Scan

Die ATOS Serie der industriellen, berührungslosen, mit strukturiertem blauem Licht arbeitenden 3D-Scanner liefert präzise Scans mit detaillierter Auflösung bei hoher Geschwindigkeit. Das ATOS-System nutzt zwei Kameras und einen Streifenlichtprojektor zur optischen Abtastung eines Objekts innerhalb des Messvolumens. ATOS Sensoren sind als flexible 3D-Scanner für

komplexe Mess- und Inspektionsaufgaben in unterschiedlichen Branchen konzipiert. (Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, 2023a)

Durch das kleinere Messvolumen im Vergleich mit dem Zeiss T-SCAN und der statischen Anwendung des Systems eignet es sich vorwiegend zur Vermessung von Werkzeugen oder Kleinteilen. Demgegenüber stehen die Vorteile des Zeiss T-SCAN beim Vermessen von großen Rohren und Profilbauteilen. Beide Systeme verwenden die gleiche Software GOM Inspect. In Kombination ermöglichen die Systeme das Vermessen von großen und kleinen Werkzeugen, Profilquerschnitten und anderen Objekten.

#### 4.6 Methoden zur Auswertung der Mess- und Simulationsergebnisse

Alle aus den Versuchen gewonnenen Teile werden mit dem Zeiss T-Scan-System (siehe Abschnitt 4.4) digitalisiert und mit der entsprechenden Software GOM-Inspect ausgewertet. Für die Ermittlung des Biegewinkels werden Ebenen auf die flachen ungebogenen Flächen des Versuchsteils gefittet, um den Winkel der Ebenennormalen zueinander auszuwerten. Der Biegeradius kann über ein Zylinderfitting ermittelt werden, bei dem die Mantelfläche eines Zylinders in den Innenbogen des Versuchsteils gelegt wird. Dies ist in Abbildung 4.3 dargestellt. Hierbei ist zu beachten, dass nur der konstante Bogenteil ohne Übergangsbereiche ausgewählt wird.

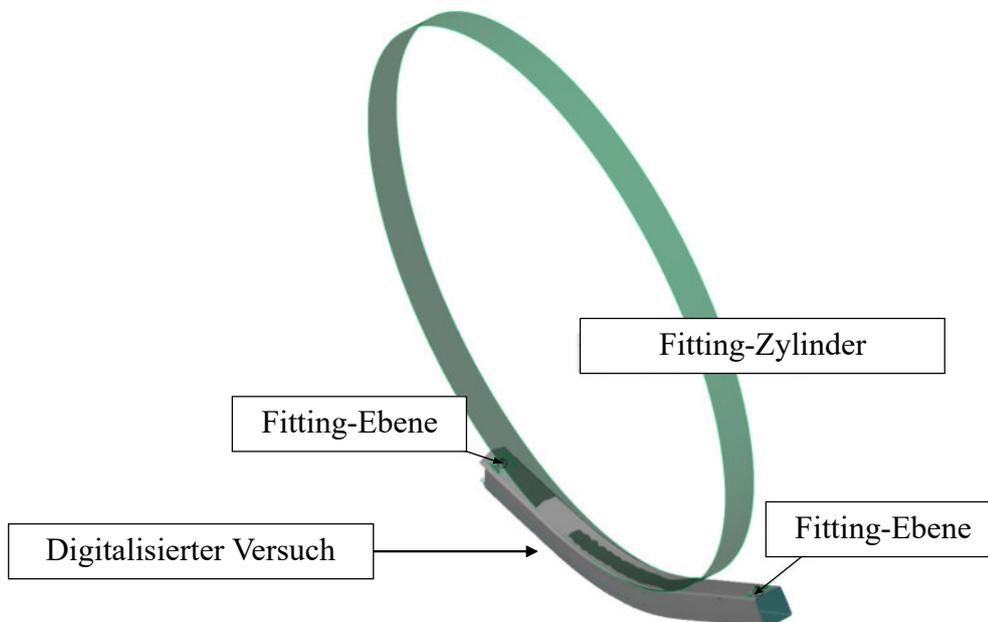


Abbildung 4.3: Illustration der Auswertemethodik mit Fitting-Zylinder zur Bestimmung des Radius und Fitting-Ebenen zur Bestimmung des Biegewinkels

Alternativ kann die Auswertung über die Profilschwerpunktlinie erfolgen. Dazu wird ein Pfad entlang der gemessenen Oberfläche des Versuchsteils definiert. Entlang dieses Pfads werden in regelmäßigen Abständen die Querschnittsflächen so gefittet, dass der äußere Querschnitt zum digitalisierten Bauteil bestmöglich ausgerichtet ist. Die einzelnen Flächenschwerpunkte der gefitteten Querschnitte bilden die Schwerpunktlinie. Diese Linie kann weiterverarbeitet werden, um den Krümmungsverlauf der gesamten Linie oder den Radius des konstanten Biegebereichs zu erhalten. Die gleichen Methoden werden für die geometrische Auswertung der Simulationsergebnisse verwendet.

Für den Soll-Ist-Vergleich eines Bauteils mit den CAD-Daten oder eines Simulationsergebnisses mit den digitalisierten Versuchsdaten wird die Überlagerung der beiden betrachteten Geometrien genutzt. Dazu bietet die Software GOM Inspect die Möglichkeit der Best-Fit Ausrichtung. Dabei können Abweichungen an bestimmten Stellen gemessen werden oder mittels Falschfarbenbildern für ganze Bereiche sichtbar gemacht werden. Dieses Verfahren wird bevorzugt verwendet, wenn die Auswertung über die Fitting-Zylinder und Ebenen durch zu große Faltenbildung nicht stabil möglich ist.



# 5 Untersuchung der verwendeten Halbzeuge und deren Eigenschaften

Im Rahmen der vorliegenden Forschungsarbeit werden mehrere verschiedene Profile aus unterschiedlichen Werkstoffen verwendet. Zunächst erfolgen die Untersuchungen zum Transfer der Methoden sowie zum Aufbau und der Validierung des Simulationsmodells mit Profilen in der Größe 50x40x2 mm (Höhe x Breite x Wandstärke) aus dem Stahl S460MC (1.0982). Für die Validierung und die weiteren Untersuchungen werden 50x50 mm Profile mit verschiedenen Wandstärken sowie zusätzlich ein 60x60 mm Profil verwendet. Tabelle 5.1 zeigt eine Übersicht der verwendeten Halbzeuge und deren Abmessungen. Im folgenden Teil werden die Halbzeuge beschrieben sowie die Charakterisierung der Materialien vorgestellt. Quasistatische, uniaxiale Zugversuche gemäß dem Standard DIN EN ISO 6892-1 werden für die Ermittlung der Fließkurve des Materials durchgeführt. Diese dient auch als Basis für das Materialmodell der FEM-Simulationen. Zusätzlich werden Querschnittsproben aus den Profilen entnommen und mittels GOM Atos Compact Scan optisch vermessen. Um Rückschlüsse auf die Herstellungsweise der Profile ziehen zu können, werden anschließend Schliffbilder und Härtemessungen nach DIN EN ISO 6507-1 an den Querschnittsproben durchgeführt.

*Tabelle 5.1: Übersicht der verwendeten Halbzeuge mit Abmessungen in mm*

<b>Material</b>	<b>Höhe</b>	<b>Breite</b>	<b>Wandstärke</b>
S460MC	50	40	2,0
S700	50	50	2,0
DP780	50	50	1,5
DP800	50	50	1,2
HC500LA	60	60	1,5

## 5.1 Geometrische Eigenschaften

Rechteckige und runde Formen gehören zu den gängigsten Profilquerschnitten für industrielle Anwendungen. Form und Beschaffenheit dieser Halbzeuge sind jeweils für bestimmte Werkstoffe und Anwendungen über verschiedene Industrienormen festgelegt. Die Spezifizierung hinsichtlich des Anwendungsgebiets der Profile führt zu unterschiedlich großen Toleranzen, je nach gültiger Norm. Dies muss für die Verwendung beim Freiformbiegen berücksichtigt werden, da

aktuell keine Norm speziell auf die Verwendung der Halbzeuge mit diesem Verfahren ausgerichtet ist. Da sich Schwankungen im Material direkt auf das Ergebnis beim Biegen auswirken, sollten die Toleranzen für die Halbzeuge über die Normen hinaus zusätzlich eingeschränkt beziehungsweise spezifiziert werden.

In Tabelle 5.2 sind häufig verwendete Normen für verschiedene Rohre und Rechteckprofile zusammengefasst. Die darin angegebenen Werte definieren die Querschnittsabmessungen und die Wandstärke mit den dazugehörigen Toleranzen. Die Werte in der Tabelle für die Maßtoleranzen sind am Beispiel von zwei gebräuchlichen Profilen eingetragen. Die beiden Profile sind ein Rundrohr mit einem Außendurchmesser von 33,7 mm und 2 mm Wandstärke und ein Rechteckprofil mit 50x40 mm und 2 mm Wandstärke. Die Toleranzbereiche werden für diese Werte ermittelt. Beim Bezug auf das Nominalmaß eines Profils im Rahmen der technischen Anwendung ist zu beachten, dass das Realmaß eine beliebige Kombination von Werten innerhalb des Toleranzbereichs sein kann. Somit müssten die Freiformbiegewerkzeuge entweder für den gesamten zulässigen Toleranzbereich ausgelegt sein oder die zulässigen Toleranzen des Halbzeugs entsprechend zusätzlich limitiert werden. Andernfalls kann dies die Verwendbarkeit der Profile zum Freiformbiegen einschränken, wenn das Werkzeug auf das Nominalmaß ausgelegt ist und die Spaltmaße zwischen Halbzeug und Werkzeug unterschritten werden. Dabei wäre das Halbzeug größer als die Öffnung im Werkzeug und somit nicht zuführbar oder der Innendurchmesser des Halbzeugs wäre kleiner als der Durchmesser des Dorns, welcher dadurch nicht verwendet werden kann.

*Tabelle 5.2: Beispiele gebräuchlicher Normen für Rohre und Rechteckprofile mit den darin festgelegten Toleranzen am Beispiel eines 33,7 mm Rohres und eines 50x40x2 mm Profils*

Norm	Anwendung	Toleranz Außenmaße	Toleranz Wandstärke T	Eckradius
DIN EN 10305-3	Präzisionsrohre	±0,2 mm	±10% (max. ±0,35 mm)	-
DIN EN 10217-1	Druckrohre	±1% (min. ±0,5 mm)	±10% (min. ±0,3 mm)	-
DIN EN 10305-5	Präzisionsprofile	±0,3 mm	±10% (max. ±0,35 mm)	max. 1,5 × T
DIN EN 10219-2	Hohlprofile	±1% (min. ±0,5 mm)	±10%	1,6 . . . 2,4 × T

Als Beispiel wird ein Werkzeugsatz für 33,7 mm Rohre betrachtet, mit einem Ringspalt zwischen Werkzeug und Rohr von 0,15 mm. Das Werkzeug weist folglich eine Öffnung mit einem Durchmesser von 34,0 mm auf. Nach DIN EN 10305-3 ist ein maximaler Durchmesser der Rohre von

33,9 mm zulässig und nach DIN EN 10217-1 ein maximaler Durchmesser von 34,2 mm. Damit können die Rohre mit nach DIN EN 10217-1 nicht verwendet werden, wenn der gesamte zulässige Toleranzbereich ausgenutzt wird. Das Gleiche gilt für Rechteckprofile mit der Erweiterung der Kriterien um die Eckradien, die am Profil kleiner sein können, als am Werkzeug. Somit wäre auch in diesem Fall das Profil nicht zuführbar. Für alle hohlen Querschnitte ist darüber hinaus die Wandstärke von Bedeutung, da Hohlprofile in der Regel mit einem Dorn gebogen werden. Wie das innere Maß des festen und des bewegten Werkzeugs ist auch das äußere Maß des Dorns fest. Weicht die Wandstärke innerhalb des zulässigen Toleranzbereichs über das vorgesehene Spiel zwischen Dorn und Profil hinaus ab, ist ein anderer Dorn erforderlich. Da die gängigen Normen für Rohre und Profile das Freiformbiegen nicht explizit als Anwendung im Fokus haben, müssen die zulässigen Toleranzen durch den Anwender entsprechend der vorhandenen Werkzeuge definiert oder die Werkzeuge entsprechend des vorhandenen Halbzeugs dimensioniert werden. Andernfalls entsteht ein erhöhter Ausschuss, obwohl die Halbzeuge normgerecht gefertigt sind.

## 5.2 Einfluss der Herstellung auf den Spannungszustand im Profil

Wie in Kapitel 2 vorgestellt, können rechteckige Profile auf zwei verschiedene Arten produziert werden und damit verschiedene Eigenspannungszustände aufweisen. Bei der Betrachtung der beiden Verfahren kann angenommen werden, dass direkt eingeformte Profile vor allem in den Profilecken hohe Spannungen und damit verfestigte Bereiche aufweisen, während die Verfestigung auf den geraden Seitenflächen vernachlässigbar ist. Bei rundrohreingeformten Profilen ist eine Verfestigung über den gesamten Querschnitt vorhanden bevor nochmals zum Rechteckprofil umgeformt wird. Um die Art der Herstellung zu überprüfen, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein einfacher Test entwickelt. Dazu muss ein kurzes Stück des zu untersuchenden Profils mit einer Länge von 10-30 mm abgeschnitten werden. Beim Trennen soll kein Wärmeeinfluss auf die Proben wirken. Die Probe wird an einer Seite in Profillängsrichtung aufgeschnitten. Das Aufsprungverhalten und damit der Spannungszustand des Profilabschnitts soll das Herstellungsverfahren andeuten. Die Verfahren der untersuchten Profile sind bekannt.

Dieser Test wurde zunächst mittels FEM modelliert. Dazu werden zwei Modelle in LS-Dyna aufgebaut, die zwei unterschiedliche Halbzeuge und deren Herstellung vereinfacht darstellen. Die Berechnung der Profilverstellung wird zunächst explizit gelöst, die Rückfederung anschließend implizit. Die umzuformenden Objekte werden mit reduziert integrierten Schalenelementen abgebildet. Die Materialdaten dazu werden aus den Zugversuchen (siehe Abschnitt 5.5) gewonnen. Alle Werkzeuge sind als Starrkörper mit reduziert integrierten Schalenelementen dargestellt. Für

die direkte Herstellung des Rechteckprofils wird das 50x40x2 mm Profil aus S460MC verwendet. Dabei wird eine Platine mit den entsprechenden Materialeigenschaften modelliert, die von vier Starrkörperflächen um einen Dorn herum geformt wird. Es findet keine Entlastung statt, die Simulation endet im Endzustand des Profils. Im Postprocessing werden an der simulierten Fügestelle der Platinenkanten Elemente eingefügt, um die Kanten zu verbinden. Für die Rückfederung nach dem Aufschneiden werden Elemente entlang der Profillängsrichtung so entfernt, wie das an den realen Proben durchgeführt wurde. Mit diesem Modell inklusive Spannungen wird eine implizite Rückfederungssimulation durchgeführt. Für die rundrohrbasierte Herstellung des 50x50x2 mm Profils aus S700 wird ein Rundrohr modelliert. Vereinfacht wird das Rundrohr als spannungsfrei angenommen. Es wird von vier Starrkörperflächen zum Rechteckprofil geformt. Durch entfernen einer Elementreihe in Längsrichtung nach der expliziten Simulation wird das neue Modell für die implizite Rückfederungssimulation erzeugt. Abbildung 5.1 zeigt den schematischen Aufbau der Simulation, das Simulationsergebnis vor und nach der Rückfederung sowie die realen Versuchsergebnisse.

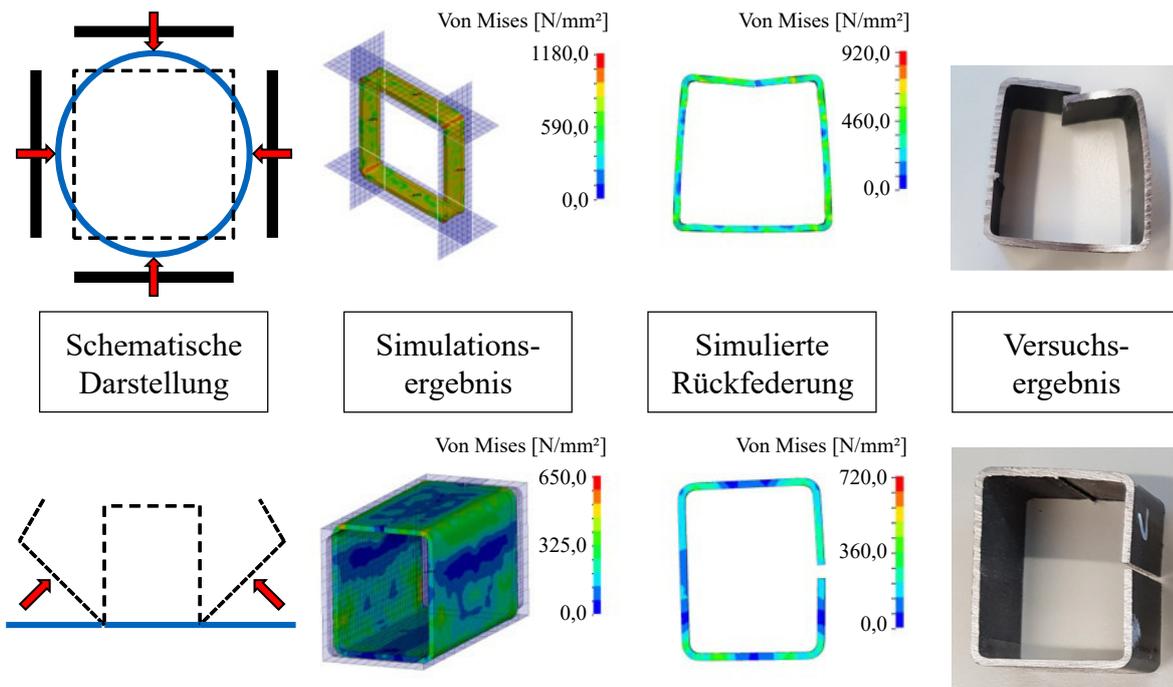


Abbildung 5.1: Vergleich des Aufsprungsverhaltens von Profilen mit unterschiedlicher Herstellung

Die Spannungsbilder entsprechen qualitativ der eingangs formulierten Erwartung. Die unterschiedliche Verfestigung wird in Abschnitt 5.4 mittels Härtemessungen über den Querschnitt untersucht. Springt das Profil kaum oder nach außen auf, wurde das Profil mit hoher Wahr-

scheinlichkeit durch direktes Rollprofilieren hergestellt. Springt das Profil nach innen, drückt den Schlitz dementsprechend zu, ist das Profil aus einem Rundrohr geformt worden. Die Simulationsergebnisse stimmen insgesamt gut mit den Versuchen überein.

### 5.3 Untersuchung der Schweißnaht

Geschweißte Rohre und Profile weisen eine Schweißnaht in Längsrichtung auf. Die Lage der Schweißnaht am Profilquerschnitt ist nicht in den Normen definiert, kann sich beim Freiformbiegen jedoch direkt auf den Prozess auswirken (siehe Kapitel 6). Bei Rundrohren kann die Lage der Naht vor dem Biegen frei positioniert werden, da das runde Profil im runden Werkzeug frei drehbar ist. Bei rechteckigen Profilen sind nur bestimmte Positionen möglich. Die Orientierung der Naht muss für die Gültigkeit der Kalibrierung der Kinematikkurve angegeben werden. Wird die Naht im Inneren der Profile nicht entfernt, ist zusätzlich eine entsprechende Nut am Biegedorn vorzusehen. Abbildung 5.2 zeigt Schliffbilder der Schweißnähte der untersuchten Profile (siehe Tabelle 5.1). Die Größe der Naht ist nicht definiert und variiert, wie die Wärmeinflusszone, in Abhängigkeit des Profilwerkstoffs, der Blechdicke und des Schweißverfahrens. Der Vergleich der Bilder zeigt, dass die Schweißnähte nicht nur an der sichtbaren Oberfläche des Profils verschiedene Ausdehnungen aufweisen, sondern auch über den Verlauf der Blechdicke. Nähere Untersuchungen der Schweißnähte mittels Härtemessung und Zugversuchen sind deshalb notwendig, um den zu erwartenden Einfluss auf das Freiformbiegen zu ermitteln.

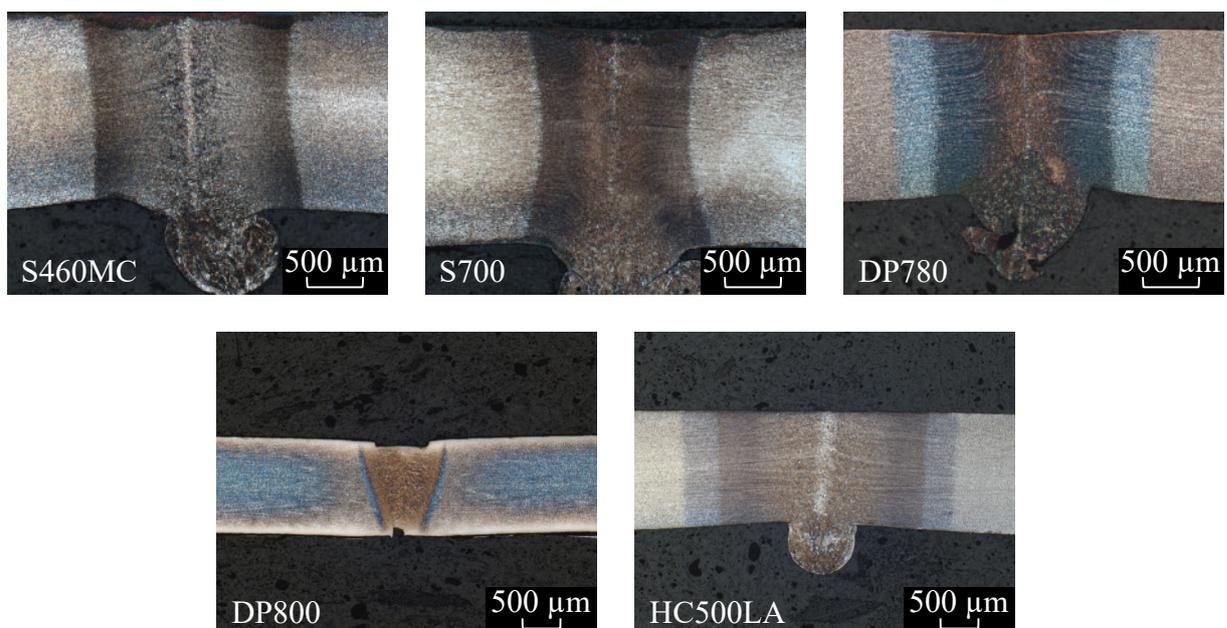


Abbildung 5.2: Schliffbilder der Schweißnähte aller untersuchten Profile

## 5.4 Härtemessung

Die Härtemessung gibt weitere Einblicke in den Herstellungsprozess und die Eigenschaften der Profile. Dazu werden aus den Profilen kurze Stücke entnommen und für die Vickers-Härtemessung nach DIN EN ISO 6507-1 präpariert. Abbildung 5.3 zeigt das Schema für die Probenentnahme. Die Proben werden in Epoxidharz eingebettet, geschliffen und geätzt, um die Mikrostruktur unter dem Mikroskop sichtbar zu machen. Insgesamt wird an drei Stellen des Querschnitts eine Härtemessung vollzogen: An der Schweißnaht, an einer Profillecke und am Material einer Seitenfläche. Die Messung erfolgt an jeder Probe an mehreren Messpunkten entlang von drei Pfaden, die über der Blechdicke verteilt sind (außen, mittig, innen). Somit kann der Verlauf der Härte über eine Ecke oder über die Schweißnaht inklusive der Wärmeeinflusszone ermittelt werden. Nach Pavlina und Vantyne (2008) weisen sowohl die Streckgrenze als auch die Zugfestigkeit der Stähle eine lineare Korrelation mit der Härte auf. Dabei darf keine harte Randschicht vorliegen. Dementsprechend sind bei Änderungen der Härte auch direkt Änderungen des plastischen Materialverhaltens zu erwarten.

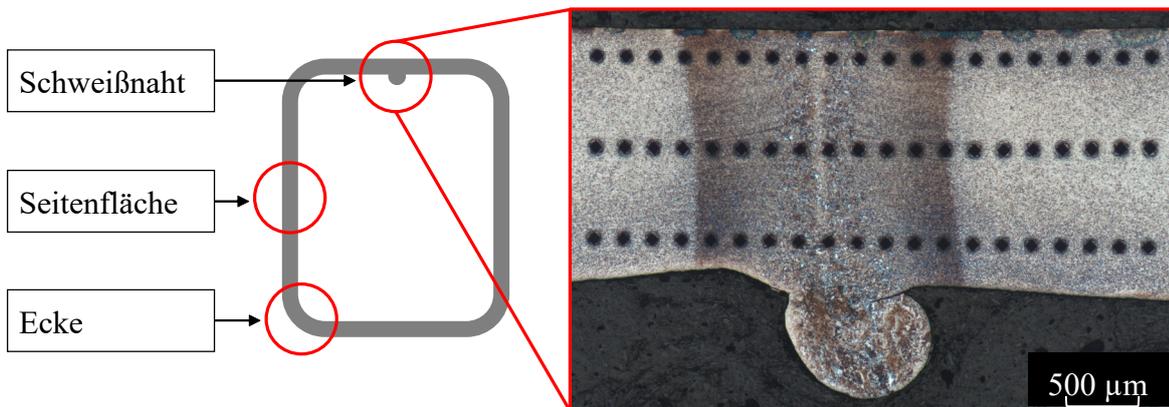


Abbildung 5.3: Schema der Härtemessung an einem Profilquerschnitt eines 50x40x2 mm Profils aus S460MC

In Abbildung 5.4 sind die Ergebnisse der Härtemessungen des 50x40x2 mm Profils aus S460MC dargestellt. Die einzelnen Verläufe entsprechen den Ergebnissen der Messpfade (außen, mittig, innen) aus Abbildung 5.3. Die Werte der zusätzlich untersuchten Profile sind im Anhang (siehe Abschnitt E.1) hinterlegt. Da der Messpfad entlang der Ecke länger ist als im Grundmaterial und über die Schweißnaht hinweg, gilt für den Härteverlauf der Profillecke im Diagramm die obere horizontale Achse. Alle Profile weisen eine lokal höhere Härte an den Eckradien, im Gegensatz zum Material an den Seitenflächen auf. Ebenfalls erhöhte Härtewerte sind an der Schweißnaht

und der Wärmeinflusszone zu erkennen. An diesen Stellen wird ein vom Grundmaterial abweichendes Materialverhalten erwartet. Deshalb wurden Zugproben aus dem Grundmaterial und zusätzlich aus der Schweißnaht gefertigt und untersucht (siehe Abschnitt 5.5). Die Messung der Härte deutet darüber hinaus auf die Art der Profilverstellung hin. Das Profil aus DP780 ist über Umformen eines Rundrohres zum Rechteckprofil hergestellt. Die Härte des Grundmaterials und der Ecken liegen dabei nah beieinander und es ist kein ausgeprägtes Maximum im Verlauf erkennbar. Die Profile aus S460MC, DP800 sowie HC500LA sind mittels direktem Walzprofilieren vom Coil zum Rechteckprofil hin hergestellt. Die Härte des Grundmaterials ist dabei gleichmäßig und der Verlauf entlang der Ecke weist ein deutliches ausgeprägtes Maximum auf. Die Härtemessungen decken sich mit den Ergebnissen der Simulation und der Versuche zum Aufsprungverhalten in Abschnitt 5.2. Dieser Unterschied ist für die Materialmodellierung des numerischen Modells von Bedeutung, da die mechanischen Kennwerte des Coil-Grundmaterials nicht bzw. nur in bestimmten Teilen mit den tatsächlichen Eigenschaften des bereits umgeformten Materials der Profile übereinstimmen. Die Ergebnisse der Härtemessung stimmen mit den Ergebnissen zur Ermittlung des Herstellungsverfahrens in Abschnitt 5.2 überein und bestätigen die Annahmen aus der Simulation.

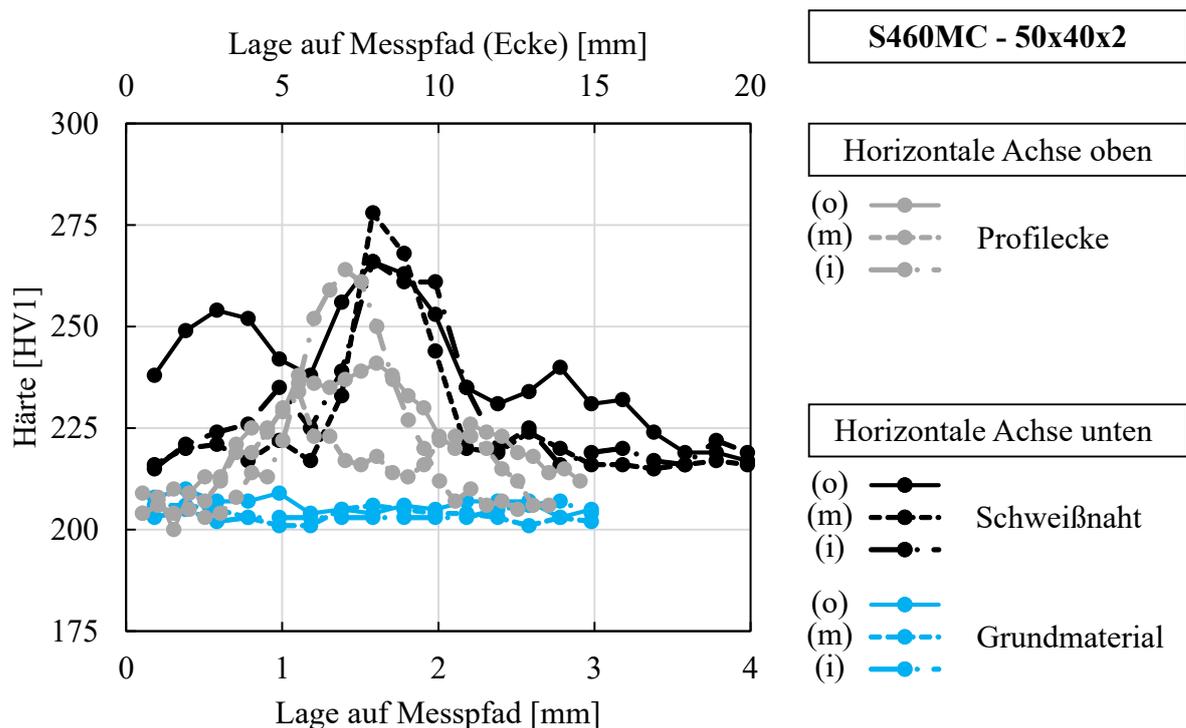


Abbildung 5.4: Ergebnis der Härtemessung an einem Profilquerschnitt eines 50x40x2 mm Profils aus S460MC nach dem Schema in Abbildung 5.3

## 5.5 Zugversuche

Die Proben der Form H80 nach DIN 50125 für die Zugversuche werden aus den Profilen mittels Laserschneiden entnommen. Dabei wird die Geometrie mit 1,0 mm Aufmaß gefertigt und mit einer Probenschleifmaschine auf das Endmaß geschliffen. Dies verhindert den Einfluss des Wärmeeintrags in das zu prüfende Material durch das Laserschneiden. Es werden jeweils Proben aus einer Seitenwand des Profils ohne Schweißnaht und aus der Seitenwand mit Schweißnaht entnommen. Die Probengeometrie mit Aufmaß ist in Abbildung 5.5 dargestellt.

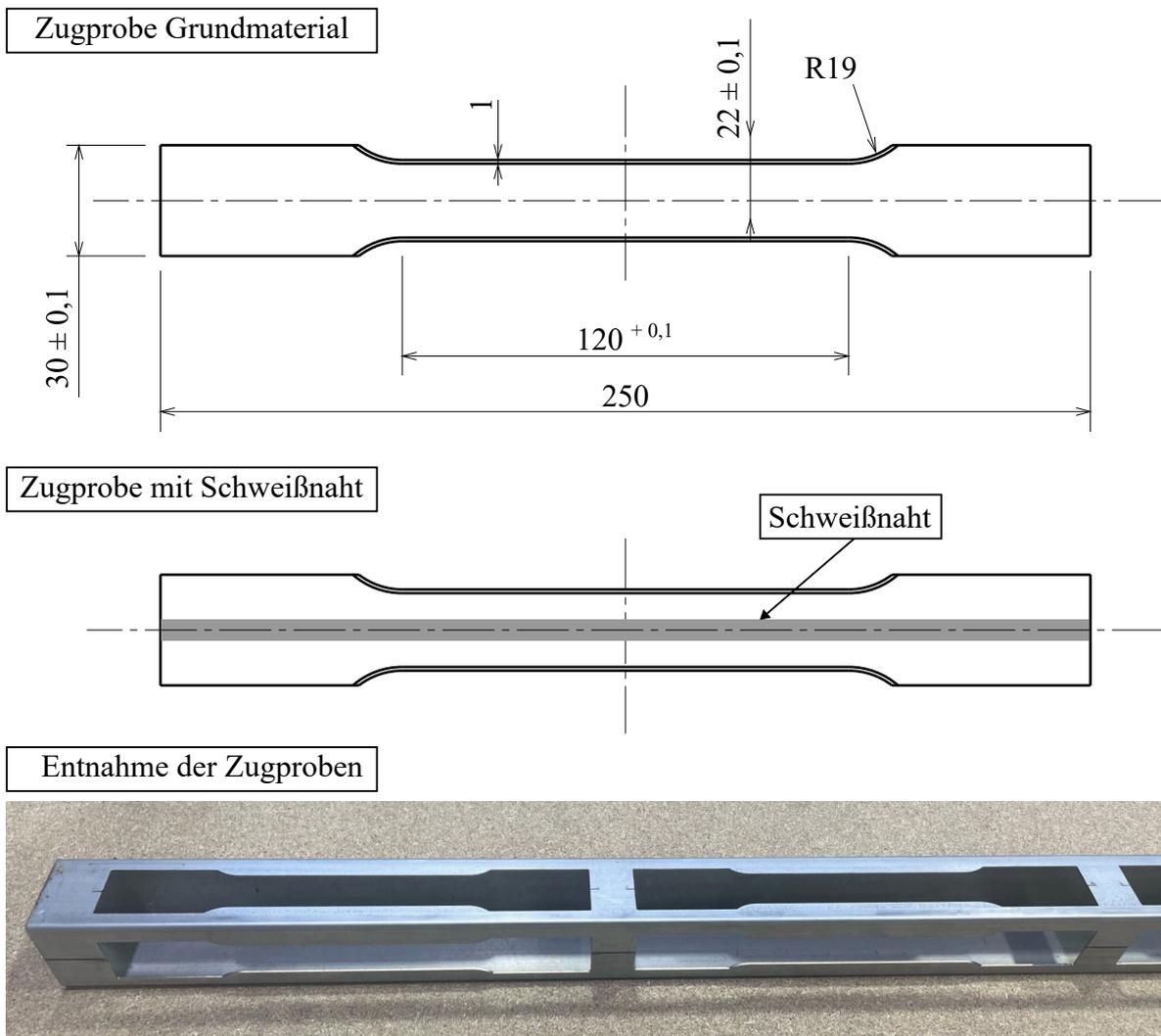


Abbildung 5.5: Probengeometrie nach DIN 50125 mit Aufmaß und Lage der Schweißnaht

Die Zugversuche werden quasistatisch mit einer Dehnrates von  $0,002 \text{ s}^{-1}$  durchgeführt. Die gemittelten Ergebnisse der einzelnen Halbzeuge sind in Abbildung 5.6 dargestellt. Die Proben

mit Schweißnaht weisen überwiegend höhere Spannungen bei gleichzeitig weniger Bruchdehnung auf, als das zugehörige Grundmaterial. Dementsprechend ist davon auszugehen, dass die Schweißnaht des Profils einen Einfluss unbekannter Größe auf das Freiformbiegen hat, da das Materialverhalten über den gesamten Querschnitt nicht homogen ist. Dieser Einfluss ist individuell vom Material und der Größe und Ausführung der Schweißnaht abhängig, sodass der Einfluss der Naht größer oder kleiner ausfallen kann. Das beschriebene Ergebnis wird ebenfalls in den Härtemessungen in Abschnitt 5.4 bestätigt.

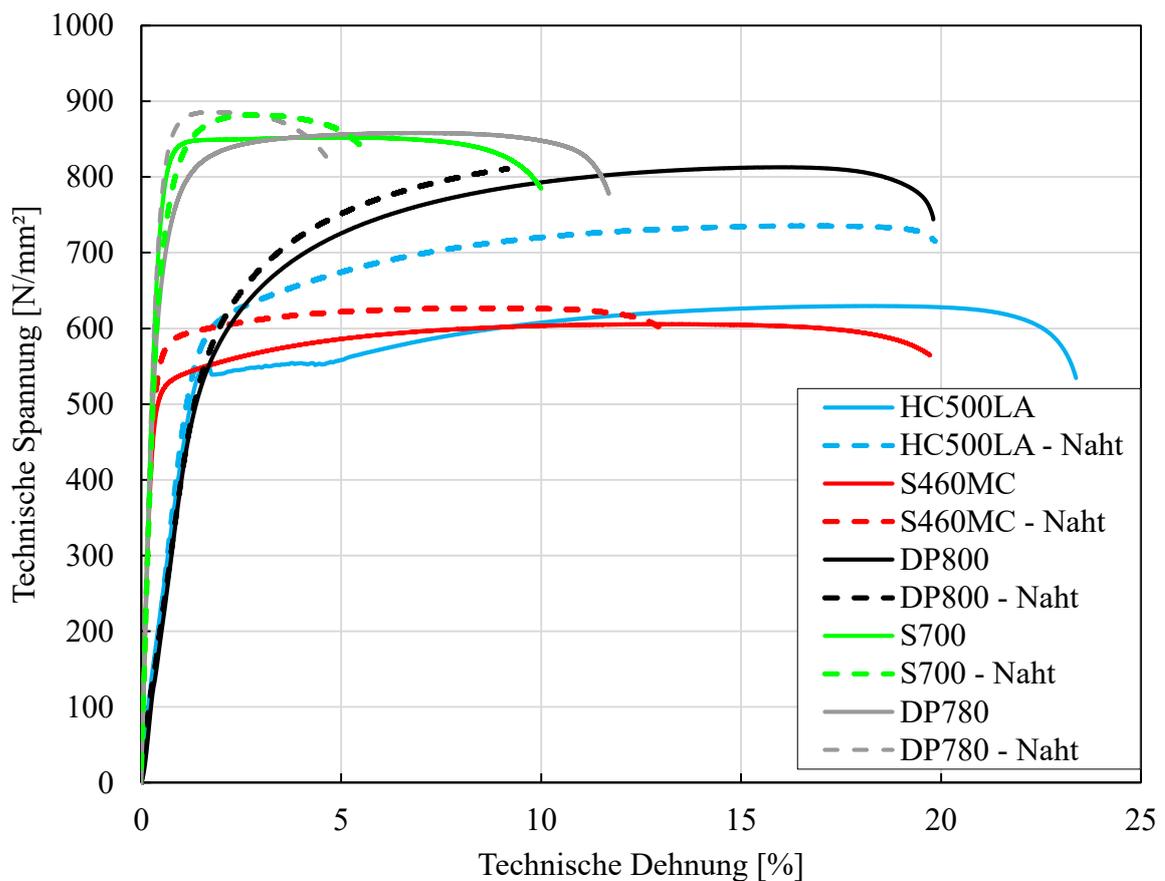


Abbildung 5.6: Übersicht der Spannungs-Dehnungs-Kurven der untersuchten Werkstoffe

## 5.6 Zusammenfassung der Materialuntersuchungen

Die Untersuchungen der Halbzeuge und Materialien zeigen, dass der Herstellungsprozess der Profile einen Einfluss auf die Profile und deren Eigenschaften hat. Dies äußert sich in unterschiedlichem Fließverhalten und Verfestigungen über den Querschnitt sowie in profilspezifischen

Eigenschaften wie der Lage, der Größe und dem Einfluss der Schweißnaht. Es ist davon auszugehen, dass sich das auf das Verhalten der Profile beim Freiformbiegen auswirkt. Für eine Modellierung des Materialverhaltens können deshalb nicht die Materialdaten des Coilmaterials verwendet werden, das den Profilen zu Grunde liegt und von vielen Herstellern angegeben wird. Stattdessen ist die Durchführung von Zugversuchen mit Proben aus dem Profil sowie die Untersuchungen des Profilquerschnitts (Aufsprungverhalten, Härtemessung) notwendig. Eine vorgeschaltete Simulation des Herstellungsprozesses zur Ermittlung und Übertragung des tatsächlichen Spannungszustands, wie von Beulich et al. (2017) gezeigt, erfordert die genaue Kenntnis dieses Prozesses. Diese Informationen über den Profilierprozess sind jedoch nicht zugänglich, sodass die Simulationen Beulich et al. (2017) deshalb ebenfalls nur eine Näherung ohne Validierungsmöglichkeit darstellen. Effizienter ist die Erstellung einer Materialkarte basierend auf Charakterisierungsversuchen des vorliegenden Materials. Die Proben dazu sollen direkt aus dem untersuchenden Profil entnommen werden.

Für die simulative Abbildung des Materials ist zusätzlich abzuschätzen, ob am Profil unterschiedliches Materialverhalten in verschiedenen Bereichen modelliert werden muss oder ob beispielsweise der Einfluss der Schweißnaht vernachlässigbar ist. Dies erfolgt ebenfalls auf Basis der Ergebnisse der Zugversuche sowie bei der experimentellen Bestimmung des Prozessfensters. Um den Einfluss der Schweißnaht beim realen Biegen zu reduzieren, soll die Dehnung der Schweißnaht möglichst gering gehalten werden. Dazu soll die Schweißnaht auf einer Seitenfläche möglichst nah zur neutralen Faser des Bogens liegen. Die Orientierung der Schweißnaht ist deshalb Teil der festzuhaltenden Details bei der Charakterisierung der Profile im Rahmen der Ermittlung des Prozessfensters (siehe Kapitel 6).

# 6 Versuchsbasierte Bestimmung des Prozessfensters

Ein Prozessfenster ist nach Leemans et al. (2015) ein zentrales Konzept in der Fertigung, das sich auf den Bereich akzeptabler Parameter bezieht, innerhalb dessen ein Fertigungsprozess effektiv arbeiten kann. Es wird durch die Berücksichtigung verschiedener Faktoren wie Materialeigenschaften, Ausrüstungsmöglichkeiten und Produktspezifikationen bestimmt. Das Prozessfenster kann als Diagramm mit einer Reihe von Parametern für einen bestimmten Herstellungsprozess, der zu einem bestimmten Ergebnis führt, dargestellt werden. Mehrere Parameter werden in einem solchen Diagramm aufgetragen. In einem zentralen Bereich ist der Prozess stabil, während die äußeren Grenzen Bereiche definieren, in denen der Prozess instabil wird oder ein ungünstiges Ergebnis liefert. Nachfolgend werden die Methoden und Darstellungsweisen zur Ermittlung und Limitierung des Prozessfensters vorgestellt.

## 6.1 Ermittlung des Zusammenhangs aus Werkzeugbewegung und Biegeergebnis

Die Formgebung durch die Bewegung des Werkzeugs ist von vielen Einflüssen abhängig. Deshalb muss jedes Halbzeug entsprechend seinem Biegeverhalten in Abhängigkeit der Werkzeugbewegung untersucht werden. Beim Freiformbiegen hat sich zur Darstellung dieses Zusammenhangs das Auslenkungs-Radius-Diagramm etabliert. Es beschreibt den Zusammenhang zwischen der Auslenkung der Matrize und dem dadurch erreichten Radius im konstanten Krümmungsbereich an einem Bauteil. Die Ermittlung des Prozessfensters beim Freiformbiegen muss für jede Halbzeug-Werkzeug-Kombination individuell mittels Versuchsreihen durchgeführt werden. Chargenschwankungen, Einflüsse der Schweißnaht, Änderungen am Werkzeug, unterschiedliche Biegerichtungen oder die Änderung des Herstellungsprozesses der Profile wirken sich unmittelbar auf das Verhalten beim Freiformbiegen und damit auf das Prozessfenster aus. Die Richtungsabhängigkeit der Rechteckprofile wird in Abschnitt 6.1.1 erklärt. Darüber hinaus führen die Werkzeugbewegung beim An- und Abfahren einer bestimmten Auslenkung bereits zu einer plastischen Verformung des Profils mit unstetigem Krümmungsverlauf. Die dadurch entstehende Krümmung hat als messbare Größe einen Schenkelwinkel, der als weitere

Limitierung des Prozessfensters hinsichtlich der umsetzbaren minimalen Biegewinkel ermittelt werden muss (siehe Abschnitt 6.1.2). Alle Versuche werden mit dem 50x40x2 mm Profil aus S460MC und dem entsprechenden Werkzeugsatz mit Rollenmatrize, Gleitführung und Hybriddorn durchgeführt. Die Rollenachsen des bewegten Werkzeugs sind parallel zu den Seitenflächen des Profils angeordnet. Die Gleitführung im festen Werkzeug wird über vier Platten ausgeführt. Der Werkzeugsatz ist als CAD-Darstellung in Abbildung 6.1 abgebildet.

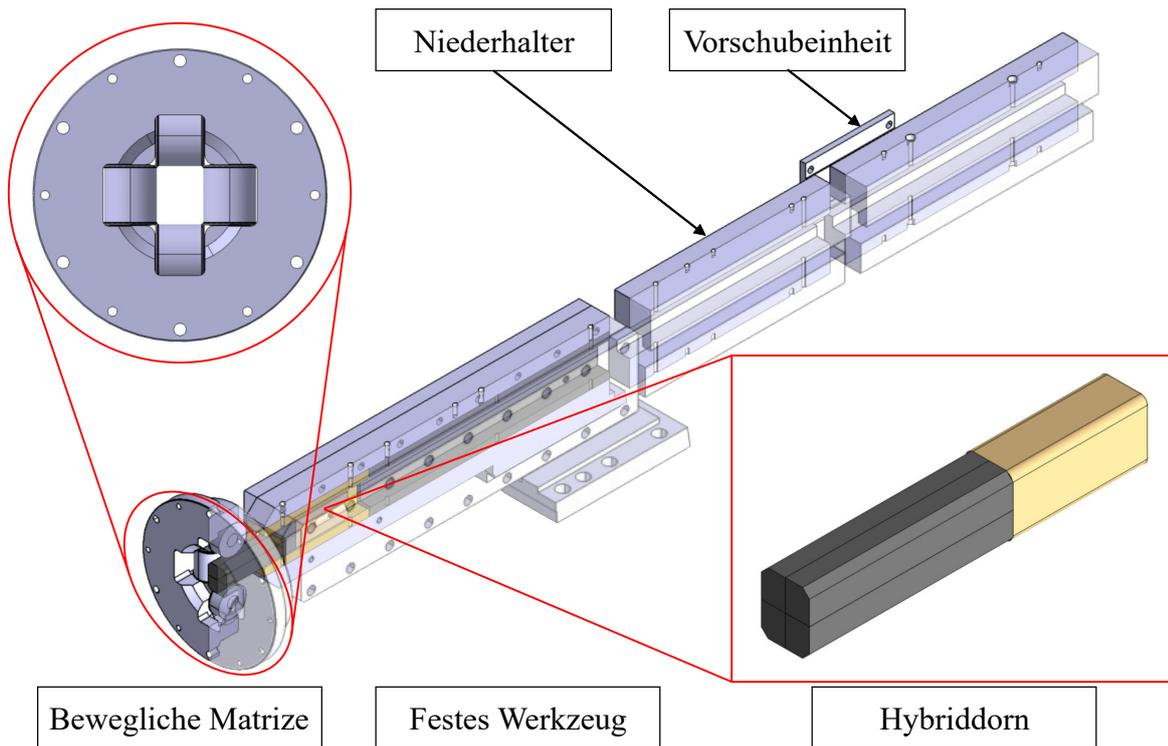


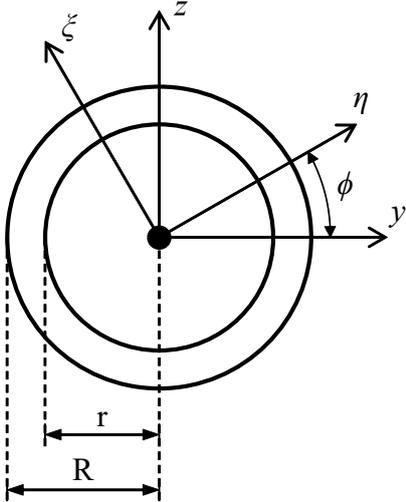
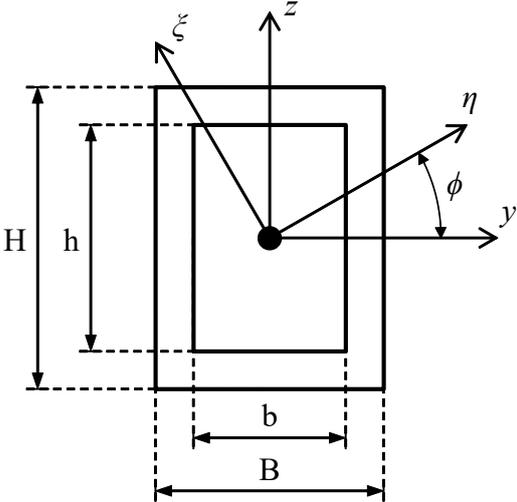
Abbildung 6.1: Halbttransparente Schnittansicht des CAD-Modells des 50x40-Werkzeugsatzes für die Untersuchungen des Prozessfensters

### 6.1.1 Anisotropie des Prozessfensters

Der Begriff der Anisotropie (aus dem Altgriechischen *an* „un-“, *isos* „gleich“ und *tropos* „Drehung, Richtung“) bezeichnet die Richtungsabhängigkeit einer Eigenschaft oder eines Vorgangs. Bezogen auf das Freiformbiegen von Rechteckprofilen bedeutet das, dass der Prozess bei betragsmäßig gleichen Auslenkungen der Matrize in unterschiedliche Biegerichtungen verschiedene Ergebnisse des Biegeradius liefert.

Für die theoretische Betrachtung der Anisotropie wird das axiale Flächenmoment der idealen Querschnitte eines Rundrohrs (Kreisring) sowie eines Rechteckprofils (Kastenprofil) herangezogen (Gross et al., 2007). Dieses beschreibt die Querschnittsabhängigkeit der Durchbiegung eines Balkens unter einer Belastung. Mit größerem axialem Flächenmoment wird die Durchbiegung kleiner, wobei dafür die Ausdehnung in Richtung der angreifenden Kraft wesentlich ist. Ein vereinfachtes Beispiel dafür ist ein rechteckiger Balken mit einer vertikalen Last. Dieser wird hochkant orientiert (größeres Flächenmoment) weniger verbogen, als flach bei gleich wirkender Kraft. Der Vergleich der Flächenmomente eines Kreisrings mit einem Kastenprofil in Tabelle 6.1 zeigt, dass das Flächenmoment des Kreisrings für die beiden Hauptachsen (in Tabelle 6.1 y- und z-Achse) gleich ist. Dies gilt nicht für ein Kastenprofil, dessen Flächenmomente sich zwischen den beiden Hauptachsen unterscheiden.

Tabelle 6.1: Vergleich der Flächenmomente 2. Grades eines Kreisrings und eines Kastenprofils

Kreisring	Kastenprofil
	
<b>Axiales Flächenmoment um die Hauptachsen</b>	
$I_y = I_z = \frac{\pi}{4} \cdot (R^4 - r^4) \quad (6.1)$	$I_y = \frac{1}{12} \cdot (B \cdot H^3 - b \cdot h^3) \quad (6.3)$
$I_{yz} = 0 \quad (6.2)$	$I_z = \frac{1}{12} \cdot (B^3 \cdot H - b^3 \cdot h) \quad (6.4)$
	$I_{yz} = 0 \quad (6.5)$

Die Koordinatenachsen können um einen beliebigen Winkel  $\phi$  verdreht werden, wenn die Verbiegung des Querschnitts nicht in Richtung der Hauptachsen erfolgt. Das wirkende axiale Flächenmoment, das durch die Verdrehung des ursprünglichen Koordinatensystems entsteht, kann über die Formeln 6.6 und 6.7 (Dankert und Dankert, 2013) errechnet werden. Für den Kreisring ergibt sich durch Einsetzen der Formeln 6.1 und 6.2, dass es keine Änderung der Flächenträgheit durch Verdrehen der Bezugsachsen gibt. Der Kreisring verhält sich isotrop. Für das Kastenprofil ergeben sich im Gegensatz dazu jedoch richtungsabhängige Flächenmomente, sodass alleine durch die geometrische Form ein anisotropes Biegeverhalten vorliegt.

$$I_{\eta} = \frac{1}{2}(I_y + I_z) + \frac{1}{2}(I_y - I_z) \cdot \cos(2 \cdot \phi) + I_{yz} \sin(2 \cdot \phi) \quad (6.6)$$

$$I_{\xi} = \frac{1}{2}(I_y + I_z) - \frac{1}{2}(I_y - I_z) \cdot \cos(2 \cdot \phi) - I_{yz} \sin(2 \cdot \phi) \quad (6.7)$$

Der Effekt der Anisotropie wird durch inhomogenen Materialeigenschaften von Profilen verstärkt. Lokal unterschiedliche Materialeigenschaften wirken sich ebenfalls auf das Verhalten des Profils beim Biegen aus. Die Einflüsse der Schweißnaht, der lokalen Verfestigungen und der Eigenspannungen des Profils erhöhen die Anisotropie zusätzlich und erzeugen eine Asymmetrie der Eigenschaften über den Profilquerschnitt. Im Gegensatz zu nahtlosen Rundprofilen reicht die Charakterisierung in eine Biegerichtung für Rechteckprofile deshalb nicht aus. Entsprechend dem Ansatz zur Erstellung der charakteristischen Linie (Werner et al., 2021) werden mehrere Versuchsreihen für unterschiedliche Biegerichtungen für das 50x40x2 mm Profil aus S460MC durchgeführt. Unter Anwendung der Renard-Reihe (DIN 323) werden für jede Biegerichtung die Sollradien definiert. Eine Renard-Reihe ist definiert als eine geometrische Folge von Zahlen, die mit der Zahl 1 (oder 10, 100, ..) beginnt. Die nächstfolgende Zahl  $a_n$  ergibt sich aus der vorherigen durch Multiplikation mit  $R_m$ :

$$a_n = a_{n-1} \cdot R_m = a_{n-1} \cdot \sqrt[m]{10} \quad (6.8)$$

Die Benennung der Reihen erfolgt durch die Anzahl  $m$  der beinhalteten Zahlen. Nach DIN 323 sind für  $m$  die Werte 5, 10, 20, 40 definiert. Bei der praktischen Anwendung werden die Zahlen der Serien, die länger als  $R5$  sind, gerundet (umso stärker, je länger die Serie). Entsprechend der Formel 6.8 ergeben sich für die  $R5$ -Reihe die Werte der Reihe zu 1, 1,6, 2,5, 4, 6,3. Mit dem folgenden Wert der Reihe von 10 wird die Reihe in der nächsten Potenz von 10 fortgesetzt. Dies ermöglicht eine große Spreizung des untersuchten Bereichs bei möglichst kleiner Versuchszahl. Für die Festlegung der Soll-Radien  $R_{Soll}$  zur Ermittlung der charakteristischen Kurve des Halbzeugs wird die Profilhöhe in Biegerichtung mit dem Renardwert einer festgelegten Reihe

(hier  $R_5$ ) multipliziert. Als nächstes werden die Auslenkungen  $u(R_{Soll})$  in Abhängigkeit dieser Radien aus einer bekannten charakteristischen Kurve ausgelesen. Diese bekannte Kurve wird als Masterdatensatz bezeichnet und kann eine bestehende Kurve eines anderen Halbzeugs oder analytisch ermittelte Kurve sein. Mit diesen Auslenkungen werden die Versuche durchgeführt. Die gemessenen Biegeradien  $R_{Ist}(u(R_{Soll}))$  der Versuche werden anschließend in das u-R-Diagramm eingetragen. Die so entstandene neuen Auslenkungs-Radius-Kurven (u-R-Kurve) unterscheidet sich in der Regel von den verwendeten Masterdaten und beschreibt das Biegeverhalten des untersuchten Halbzeugs in der untersuchten Biegerichtung. Das beschriebene Vorgehen ist in Abbildung 6.2 visualisiert.

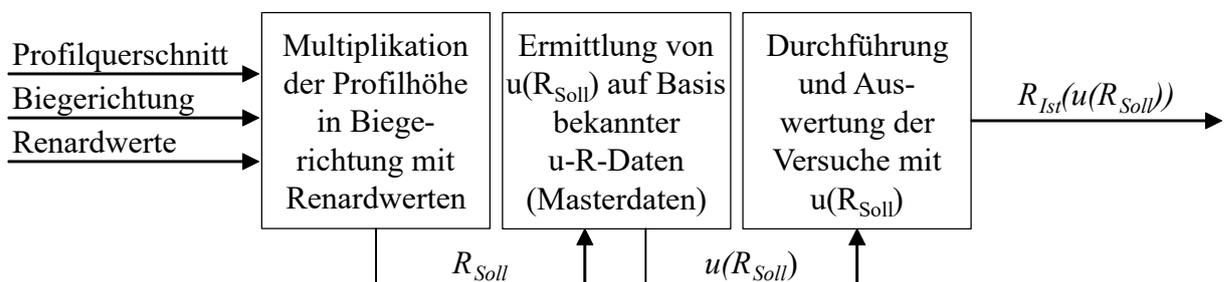


Abbildung 6.2: Vorgehen zur Ermittlung des u-R-Diagramms zum Freiformbiegen eines Profils auf Basis einer Renardreihe nach Werner et al. (2021)

Tabelle 6.2 gibt eine Übersicht über die Soll-Radien für die untersuchten Biegerichtungen. Die Biegerichtungen am Profilquerschnitt sind in Abbildung 6.3 visualisiert und entsprechen der frontalen Ansicht des Werkzeugs. Entsprechend dem Vorgehen aus Abbildung 6.2 werden die Auslenkungen für die jeweiligen Soll-Radien je Biegerichtung, basierend auf bekannten Masterdaten, angefahren. Die entsprechenden Soll-Punkte der Masterdaten sind in Abbildung 6.3 markiert. Für die Richtung  $128,7^\circ$  wird die Hälfte der Profildiagonalen (wirkende Profilhöhe in diese Biegerichtung) verwendet, um die Werte der Auslenkung der  $128,7^\circ$ -Richtung im Bereich der anderen Richtungen zu halten. Das Profil wird hochkant orientiert zugeführt. Die Schweißnaht des Profils liegt immer bei  $90^\circ$ .

Abbildung 6.3 zeigt die Ergebnisse der Versuchsreihen der untersuchten Biegerichtungen. Die ermittelten Ist-Radien der Versuche sind über den jeweiligen angefahrenen Auslenkungen aufgetragen. Da keine der abgebildeten u-R-Kurven mit einer zweiten übereinstimmt, ist die Annahme des anisotropen Verhaltens bestätigt. Die unterschiedlichen Werte für die Richtungen  $90^\circ$  und  $270^\circ$  zeigen, dass die Schweißnaht einen Einfluss hat. Bei  $90^\circ$  liegt sie im Innenbogen, bei  $270^\circ$  im Außenbogen und ist somit auf Druck respektive Zug belastet. Da die Schweißnaht mittig auf der Außenfläche liegt, soll sich das Profil in Richtung  $0^\circ$  so, wie in Richtung  $180^\circ$  verhalten.

Tabelle 6.2: Versuchsplan der Soll-Radien zur experimentellen Ermittlung des jeweils richtungsabhängigen u-R-Diagramms für die Biegerichtungen  $90^\circ$ ,  $128,7^\circ$ ,  $180^\circ$  sowie  $270^\circ$ , basierend auf Masterdaten für das  $50 \times 40$  mm Profil, nach dem Schema in Abbildung 6.2

Renardwert R 5 Reihe	Biegeradius $R_{Soll}$ der jeweiligen Biegerichtung [mm]			
	Biegerichtung			
	$90^\circ$	$128,7^\circ$	$180^\circ$	$270^\circ$
4	200	128	160	200
6,3	315	202	252	315
10	500	320	400	500
16	800	512	640	800
25	1250	801	1000	1250

Validierungsversuche dazu liegen innerhalb der Streuung der  $180^\circ$  Kurve. Dadurch kann von der Symmetrie mit der Symmetrieachse  $90^\circ$ - $270^\circ$  Gebrauch gemacht werden, um den Aufwand für Untersuchungen zu reduzieren. Die ermittelten Kurven im u-R-Diagramm sind nur für das verwendete Werkzeugsetup und das verwendete Halbzeug gültig. Änderungen am Werkzeug, Halbzeug oder am Setup (zum Beispiel dem Abstand des bewegten zum festen Werkzeug) wirken sich direkt auf die Kurven aus.

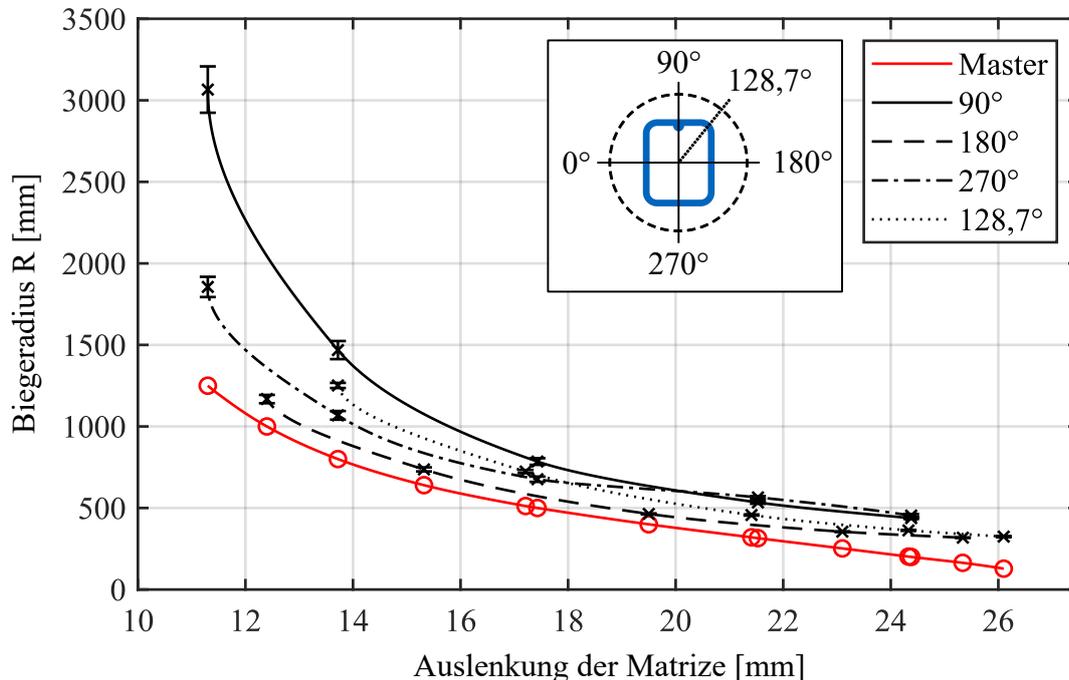


Abbildung 6.3: Richtungsabhängige u-R-Kurven des  $50 \times 40 \times 2$  mm Profils aus den Versuchen zur Ermittlung des Prozessfensters

In Kapitel 5 wurde die Hypothese aufgestellt, dass sich die Schweißnaht auf das Biegeergebnis auswirkt. Dies wurde von den Versuchen mit dem verwendeten Profil bestätigt. Die von der Schweißnaht lokal induzierten, unterschiedlichen Materialeigenschaften führen beim Biegen des Profils in andere Richtungen als  $90^\circ$  und  $270^\circ$  zu unterschiedlichem Fließverhalten. Dies führt zur Torsion des Profils. Eine entsprechend gegengerichtete Rotation der Matrize um die Vorschubachse herum kann die Torsion, wie beim TSS-Biegen (Chatti et al., 2010), ausgleichen. Bei der Erstellung des Prozessfensters eines Profils ist dieser Effekt ebenfalls zu berücksichtigen. Mit größeren Auslenkungen werden die Fehlerbalken der einzelnen Datenpunkte kleiner. Dies lässt darauf schließen, dass sich der Einfluss der zulässigen Halbzeugschwankungen invers zur Auslenkung beziehungsweise zu den Prozesskräften verhält.

### 6.1.2 Kinematisch bedingte Initialwinkel der Biegeteile

Der kontinuierliche Prozess des Freiformbiegens mit bewegter Matrize weist einen stetigen Krümmungsverlauf am Bauteil auf. Durch das kontinuierliche Vorschieben des Halbzeugs muss die Matrize immer in Nulllage starten und am Ende dorthin wieder zurückkehren. Solange die Matrize nicht in der Nullposition ist, wird ein Biegemoment aufgebracht. Dadurch entsteht eine Krümmung am Bauteil. Ein „Sprung“ der Matrize in einen bestimmten Auslenkungspunkt entspricht dem Verfahren des Werkzeugs während der Vorschub steht. Dieser Vorgang ist nicht vorgesehen und führt zu ungewollten Deformationen des Halbzeugs. Deshalb müssen die anvisierten Auslenkungs koordinaten immer An- und Abfahren werden. Das erfolgt beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize durch ein lineares Zustellen der Matrize auf einer Ebene senkrecht zur Vorschubrichtung. Die Rotation der Matrize erfolgt dabei synchron und soll diese radial zum Krümmungsradius anstellen. Ein Über- oder Unterdrehen im Verhältnis zur idealen, radialen Anstellung der Matrize kann auch dazu genutzt werden, das gleiche geometrische Biegeergebnis mit unterschiedlicher Auslenkung und unterschiedlichem Eigenspannungszustand zu erzeugen (Maier et al., 2021). Im Rahmen dieser Arbeit wird dieser Effekt nicht näher betrachtet und für die Drehung der Matrize die interne Standardkennlinie der Maschinensteuerung verwendet.

Durch das An- und Abfahren entstehen am Bauteil verschiedene Übergangsbereiche, deren Krümmungsverlauf nicht konstant ist, wie beim DRSB. Die Länge dieser Bereiche ist abhängig vom jeweiligen Verhältnis der Auslenk- zur Vorschubgeschwindigkeit sowie der Auslenkung der Matrize. Dazwischen wird die Matrize für einen konstanten Bogen in Position gehalten. Mit kleiner werdenden Biegeradien werden die zurückzulegenden Strecken und damit auch die Übergangsbereiche am Rohr größer. Da es beim Anfahren der angestrebten Matrizenposition



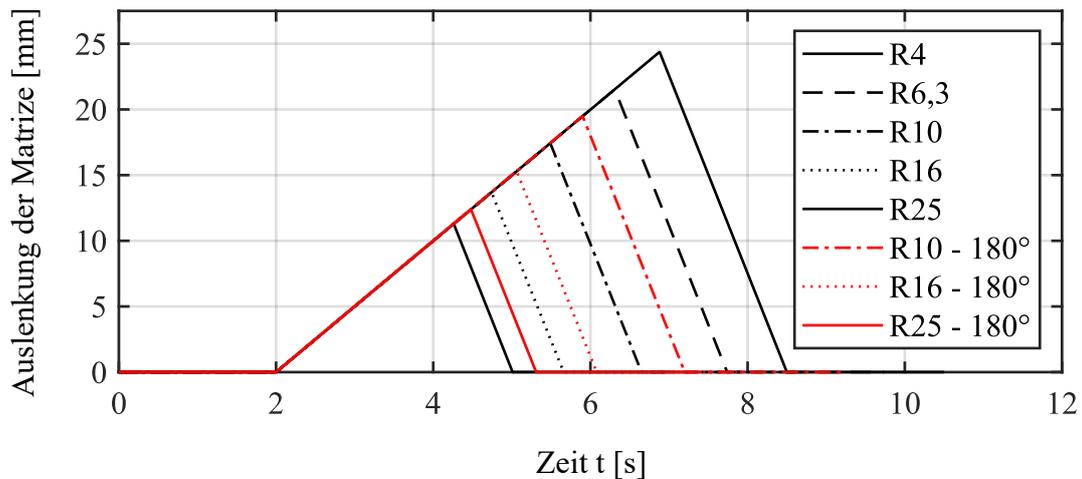


Abbildung 6.4: Verfahrkurven für verschiedene Auslenkungen der Matrize des 50x40x2 mm Profils für die Richtungen 90° und 180° zur Bestimmung der Initialwinkel

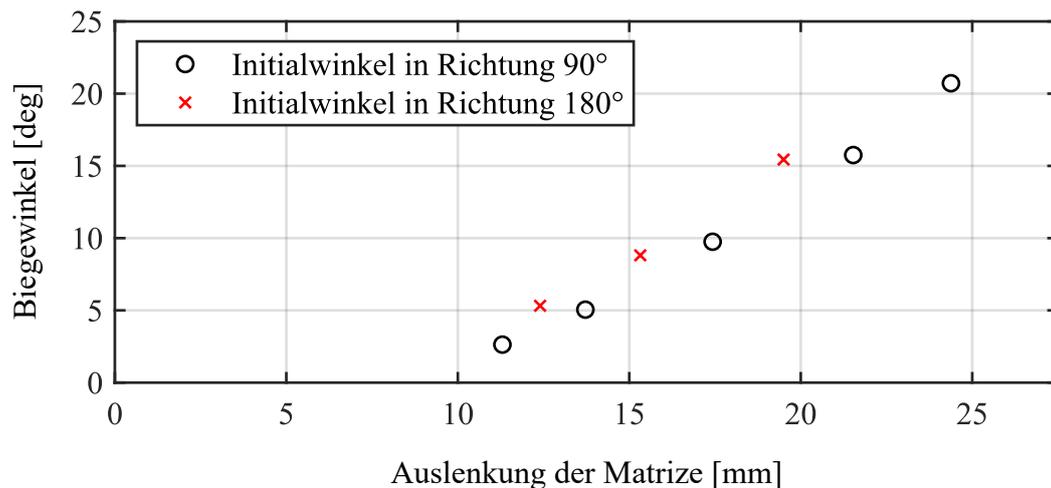


Abbildung 6.5: Initialwinkel des 50x40x2 mm Profils für die Richtungen 90° und 180° die durch An- und sofortiges Abfahren der Zielauslenkung entstehen

Der Effekt der Initialwinkel ist prozessbedingt unumgänglich, findet in der Anwendung bisher nur bedingt Beachtung. Bei der Ermittlung des Prozessfensters sollten die Initialwinkel für die benötigten Biegerichtungen ermittelt werden. Dadurch ist eine genauere Abschätzung des Biegewinkels für einen Bogen mit konstantem Krümmungsverlauf möglich, da durch die Untersuchungen, neben der bekannten Bogenlänge des Übergangsbereichs, auch der entsprechende Initialwinkel bekannt ist. Somit wird nicht nur in der Fertigung ein besseres Prozessverständnis generiert, sondern auch die Möglichkeit geschaffen, bereits in der Konstruktion auf diese Randbedingung zu achten und unnötige Entwicklungszyklen durch Trial-and-Error zu vermeiden.

## 6.2 Hard- und Softlimits des Prozessfensters

Die äußeren Grenzen in einem Prozessfenster definieren Bereiche, in denen der Prozess instabil wird oder ein Ergebnis liefert, das außerhalb vorgegebener Größen liegt. Bei der Definition von Prozessgrenzen kann nach Volk et al. (2019) zwischen Hard- und Softlimits unterschieden werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird diese Definition so verwendet, dass die Grenzen entweder physikalischer Natur sind (Hardlimits) oder frei definiert werden (Softlimits). Hardlimits können in der Regel nicht ohne Weiteres verändert werden, während Softlimits in vielen Fällen entsprechend ausgewählter Qualitätsanforderungen definiert werden und variabel sind. Tabelle 6.3 gibt eine Übersicht über mögliche Grenzen und deren Aufteilung in Bezug auf das u-R-Diagramm beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize.

Tabelle 6.3: Vergleich von Hard- und Softlimits beim Freiformbiegen zur Definition der Grenzen des Prozessfensters

Grenze	Hardlimit	Softlimit
Maximale Matrizenauslenkung	Maximaler Verfahrensweg	Reduzierter Verfahrensweg durch Randbedingung
	Selbstkollision der Matrize mit dem festen Werkzeug	Sicherheitsabstand bevor Kollision stattfindet
	Versagen	Definition zulässiger Fehler (Falten, Rissbildung, Querschnittsdeformation, etc.)
Minimale Matrizenauslenkung	Fließbeginn des Halbzeugs	Angeforderter größter Radius am Bauteil

Grundsätzlich besitzt jeder Prozess Hardlimits. Diese können im Rahmen der Erstellung der charakteristischen Kurve im u-R-Diagramm eines Profils bereits ermittelt werden. Dies muss jedoch nicht zwingend erfolgen. Dazu werden mehrere Versuche mit größer beziehungsweise kleiner werdenden Auslenkungen für die zu untersuchende Biegerichtung durchgeführt, bis die Grenzen der Machbarkeit erreicht sind. Der Prozess unterliegt vielen Einflüssen und weist eine Streuung auf. Deshalb sollten zu den Hardlimits unmittelbar die „1. Softlimits“ definiert werden, innerhalb derer der Prozess noch sicher und stabil ist. Wenn das Prozessfenster für die geplante Anwendung ohne ermittelte Hardlimits ausreichend ist, sind die „1. Softlimits“ die äußeren Grenzen des ermittelten Prozessfensters. Qualitätskriterien spielen in diesem ersten Schritt keine Rolle. Zu jeder ermittelten Kurve gibt es entsprechende Standardabweichungen, die ebenfalls ermittelt werden müssen. Dadurch können im späteren Verlauf Aussagen über die

Güte der Halbzeugcharge getätigt werden. Mit diesen ersten Beschränkungen des Prozessfensters ist die Charakterisierung des Profils soweit aussagekräftig, dass diese Informationen für die Konstruktion von Bauteilen verwendet werden können. Aus der Konstruktion der Bauteile heraus entstehen weitere Anforderungen an den Prozess und die Bauteilqualität, wie zum Beispiel Toleranzen oder die Oberflächenbeschaffenheit. Für diese Qualitätskriterien müssen zusätzlich die „2. Softlimits“ definiert werden. Dabei liegt der Fokus auf den Qualitätskriterien, nicht auf dem Prozessfenster. Die benötigten Daten sind in den Versuchsbauteilen zur Ermittlung der u-R-Kurve enthalten und können entsprechend ausgewertet werden. Damit besitzt das Prozessfenster neue Softlimits, zusätzlich zu den ersten Sicherheitslimitierungen. Sollte das Prozessfenster für ein gewünschtes Bauteil nicht ausreichend sein, so kann diese Information inklusive einer Änderungsempfehlung hinsichtlich der Konstruktion zurückgegeben werden. Weiterhin können Machbarkeitsbewertungen für das Bauteil oder einzelne Segmente des Bauteils basierend auf dem limitierten Prozessfenster gegeben werden. Abbildung 6.6 zeigt diesen Entwicklungsprozess.

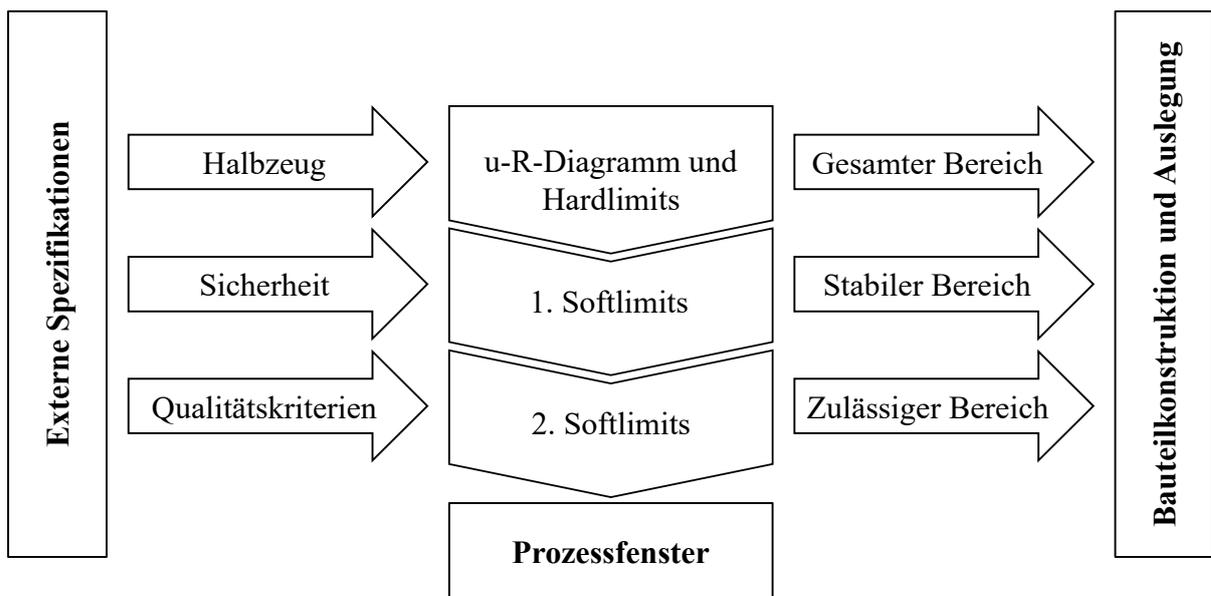


Abbildung 6.6: Methode zum Einfügen von Hard- und Softlimits in das Prozessfenster

Zur Veranschaulichung des Prozesses wird das Vorgehen exemplarisch zur Ermittlung der Limits für die 90°-Richtung des 50x40x2 mm Profils durchgeführt. Für jede andere relevante Biegerichtung ist das Vorgehen analog anzuwenden. Die charakteristische Linie für die Richtung ist bereits ermittelt, siehe Abbildung 6.3. Für das aktuelle Beispiel wird die seitliche Faltenbildung an den Profilen in Abhängigkeit der Auslenkung als Qualitätskriterium definiert. In Abbildung 6.7 werden exemplarisch die Auswertungen mittels Falschfarbenplots und Abweichungsfähnchen

der seitlichen Faltenbildung verglichen. Die farbige Darstellung verstärkt die Sichtbarkeit der entstandenen Falten (zum Beispiel für R4). Bei kleineren Falten wird der Plot gleichmäßiger, wie bei R6,3. Bei den Proben für R10, R16 und R25 sind keine Falten erkennbar.

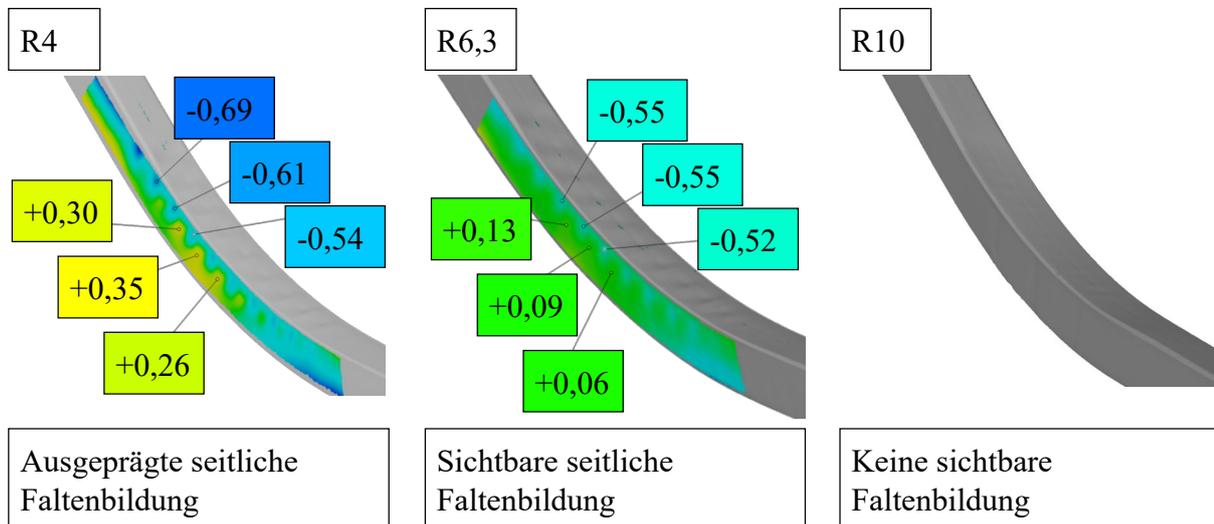


Abbildung 6.7: Vergleich der seitlichen Wellen für unterschiedliche Auslenkungen der Matrice

Abbildung 6.8 zeigt das vollständig limitierte Prozessfenster für die 90°-Richtung des exemplarisch untersuchten Profils. Da im Rahmen der Durchführung der Versuche keine Hardlimits erreicht wurden, stellen die Ränder der ermittelten Daten die „1. Softlimits“ dar. Diese können als vertikale gestrichelte Linie in das Diagramm der charakteristischen Linie eingezeichnet werden. Auf den Kurven der Masterdaten und der ermittelten Daten für die 90°-Richtung sind die Datenpunkte zur besseren Orientierung eingezeichnet.

Um das Beispiel abzuschließen wird das Qualitätskriterium so festgelegt, dass die Faltenbildung nach außen nicht größer als 0,25mm sein darf. Dies ist im Datenpunkt R6,3 noch erfüllt. Das linke Softlimit ist davon nicht betroffen. Die Grenzen werden entsprechend in das Diagramm eingezeichnet. Innerhalb des Bereichs zwischen dem linken und dem rechten „2. Softlimit“ erfüllt der Prozess die geforderten Kriterien hinsichtlich Qualität und Stabilität. Andere oder zusätzliche Kriterien können die „2. Softlimits“ und den Bereich dazwischen verändern.

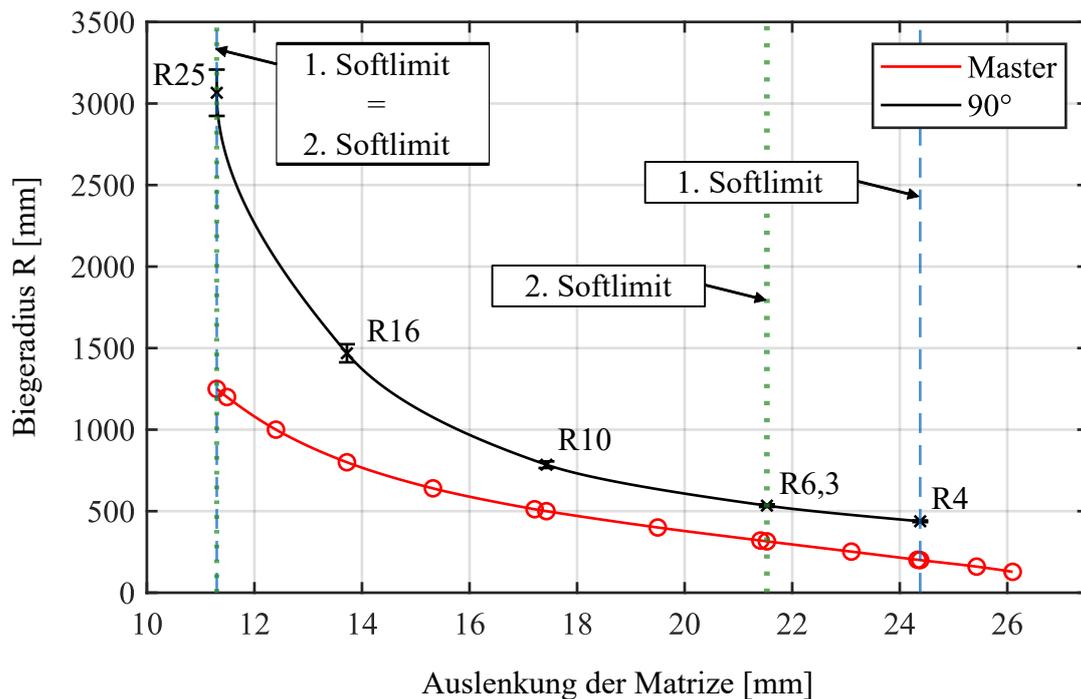


Abbildung 6.8: Prozessfenster des 50x40x2 mm Profils mit exemplarischen Softlimits

### 6.3 Methodisches Vorgehen zur Ermittlung des Prozessfensters

Die Untersuchung der Halbzeuge und die experimentelle Ermittlung eines exemplarischen Prozessfensters haben gezeigt, dass das Freiformbiegen vielen Einflussfaktoren unterliegt. Bereits kleine Änderungen von einzelnen Parametern wie die Orientierung des Profils oder ein Chargenwechsel des Halbzeugs (Beulich, 2022) können große Auswirkungen auf den Prozess und das Ergebnis haben. Um die Zahl der Entwicklungs- und Charakterisierungszyklen klein zu halten, ist ein nachvollziehbares und definiertes Vorgehen notwendig. Basierend auf den Untersuchungen in dieser Arbeit wurde ein Vorgehensmodell entwickelt, das alle bestehenden und neuen Erkenntnisse zusammenfasst und das Freiformbiegen von Rechteckprofilen unterstützt.

Das Modell ist in Abbildung 6.9 dargestellt. Es folgt einem linearen Aufbau und wird von oben nach unten durchlaufen. Oben sind die Eingangsinformationen, mittig die Prozessschritte, rechts und links die entstandenen Informationen nach einem Prozessschritt und unten das Ergebnis. Die entstandenen Informationen einzelner Schritte dienen als Eingang für den folgenden Schritt. Die „Analyse“ ist in den Kapiteln 5 und 6 beschrieben. Eine Übersicht zur Ableitung einer Biegetabelle oder der Profilschwerpunktlinie, ist in Kapitel 2 zusammengefasst. Die Prozess-

schritte „Versuch“ und „Limitierung“ sind in diesem Kapitel erläutert. Der letzte Schritt des Vorgehens, die „Bewertung“, wird nicht explizit vorgestellt. Dieser Schritt ist individuell von den Vorgaben, Qualitätskriterien und Bauteilen abhängig, die gefertigt werden sollen. Ziel ist es dabei, die Daten der Biegetabelle in das fertige Prozessfensterdiagramm einzutragen und zu bewerten, welche Segmente wie gut den Anforderungen entsprechen.

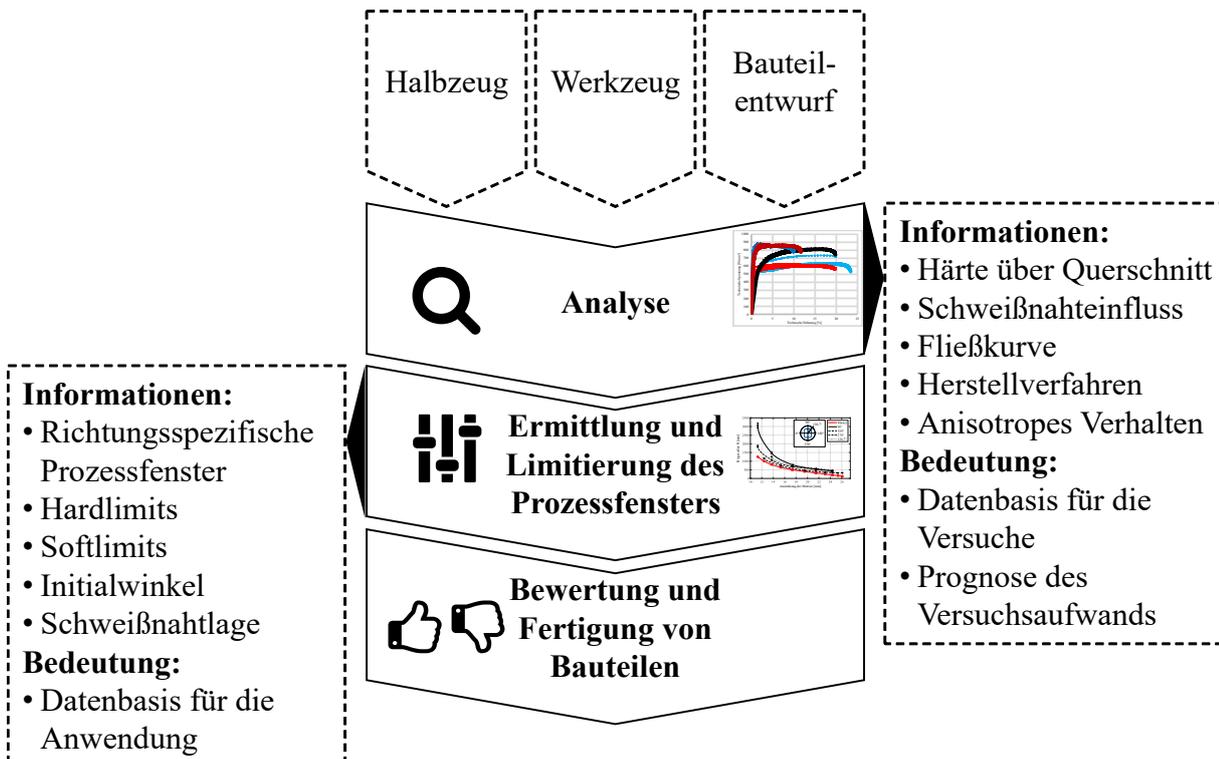


Abbildung 6.9: Vorgehensmodell zur Charakterisierung des Biegeverhaltens von Profilen zum Freiformbiegen

Die Nutzung des Vorgehens ist nicht auf bestimmte Profilquerschnitte, Materialien oder Werkzeuge beschränkt, sondern kann auch auf andere angewandt werden. Es ändert sich dabei der Umfang der zu erbringenden Untersuchungen und die Menge der am Ende erhaltenen anisotropen Prozessfenster. Auch die Richtungsabhängigkeit kann je nach Bedarf hinsichtlich eines Bauteils detaillierter oder nur für eine Richtung erfolgen. Ein Aspekt, der in dieser Arbeit vernachlässigt wurde, ist die Kompensation der Torsionen durch asymmetrische Querschnitte (Chatti et al., 2010) oder anderer anisotroper Eigenschaften durch das Verdrehen der Matrize um die Vorschubachse. Analog zu den Initialwinkeln, kann dies nach Bedarf bestimmt und im Prozessfenster entsprechend zugeordnet werden.

# 7 Numerische Abbildung des Freiformbiegeprozesses

Für die numerische Abbildung des Freiformbiegeprozesses wird die FEM-Software LS-DYNA der Firma Livermore Software Technology verwendet. Im nachfolgenden Kapitel wird zunächst ein Standardmodell beschrieben, das so in Forschung und Industrie Anwendung findet. Es basiert auf den Modellen des Freiformbiegeprozesses für Rundrohre und wird für Rechteckprofile und die vorliegenden Werkzeuge adaptiert. Dabei werden die Werkzeugteile als ideal steif angenommen. Mit diesem Modell werden Sensitivitätsanalysen numerischer Parameter durchgeführt. Da das Modell in der gegebenen Form mit der Annahme von Starrkörpern seitens der Werkzeuge noch große geometrische Abweichungen zwischen Simulationsergebnis und Versuchsergebnis aufweist, wird das elastische Verhalten des Werkzeugs untersucht und in das Modell implementiert. Abschließend wird das verbesserte Modell validiert. Für den Aufbau des Modells wird der Werkzeugsatz und das entsprechende Profil aus S460MC mit den Maßen 50x40x2 mm aus Kapitel 6 zu Grunde gelegt.

## 7.1 Standardmodell

Das Modell ist in Abbildung 7.1 dargestellt. Die in diesem Kapitel aufgeführten Keywords der Simulationssoftware sind in den Handbüchern Teil I und II (Livermore Software Technology, 2021a und Livermore Software Technology, 2021b) detailliert beschrieben. Die Werkzeuggeometrien des festen und des bewegten Werkzeugs sind als Starrkörper modelliert. Dabei können direkt die Kontaktflächen aus dem CAD-Modell ohne Offsets verwendet werden, wenn diese in Verbindung mit einem einseitigen Umformkontakt zum Einsatz kommen (DYNAMore GmbH, 2023). Ähnlich den Simulationen in der Blechumformung wird das Profil als Schalenmodell entsprechend der Mittelebene des Bleches abgebildet. Weitere geometrische Modellreduktionen werden nicht vorgenommen. Die Abstände der Werkzeuge und die Lage des Drehpunktes der Matrize werden entsprechend den CAD-Daten des Werkzeugsatzes modelliert.

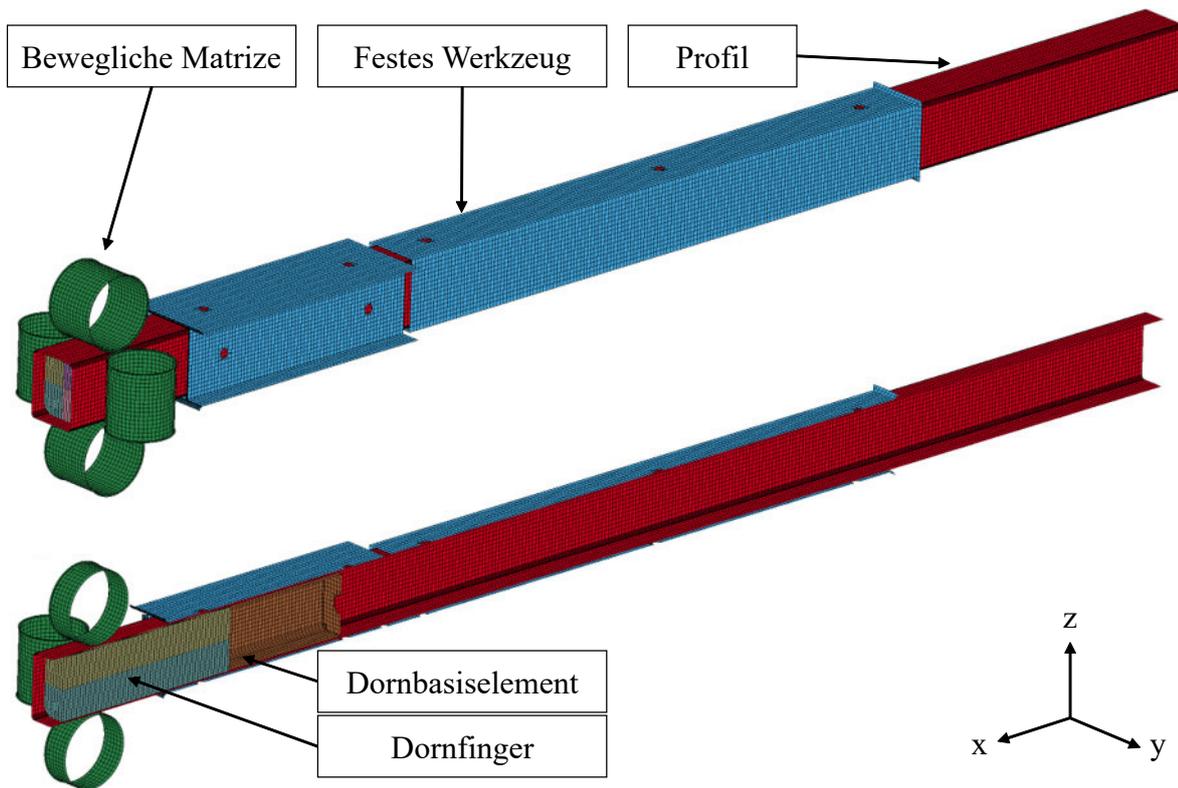


Abbildung 7.1: Darstellung des Standardsimulationsmodells in der vollständigen (oben) Ansicht und in der Schnittansicht der  $xz$ -Ebene (unten)

Für die Modellierung der Werkzeuge und des Profils werden Schalenelemente mit 7 Integrationspunkten über der Dicke verwendet (LS-DYNA Elementtyp 2). Dabei handelt es sich um ein reduziert integriertes Schalenelement nach Belytschko und Tsay (1981) mit vier Knoten. Der Hybriddorn wird so modelliert, dass die flexiblen Finger mit reduziert integrierten Volumenelementen (LS-DYNA Elementtyp 2) und der feste Basisteil als starres Schalenmodell analog zu den Werkzeugen abgebildet werden. Die Materialbeschreibung der flexiblen Elemente des Dorns erfolgt rein elastisch (LS-DYNA Materialmodell 1). Für die Modellierung des Profils wird ein elastisch-plastisches Materialmodell mit linearer Verfestigung verwendet (LS-DYNA Materialmodell 24). Für die Fließkurve werden die Ergebnisse der Zugversuche aus Kapitel 5 umgerechnet. Die Extrapolation der Fließkurve erfolgt linear auf Basis der letzten beiden Datenpunkte (Andrade und Erhart, 2020). Die Dehnratensensitivität wird wegen des geringen Einflusses im betrachteten Geschwindigkeitsbereich und bei Raumtemperatur vernachlässigt (Doege und Behrens, 2007). Auch Scandola et al. (2023) zeigt mit den Untersuchungen zu verschiedenen Prozessgeschwindigkeiten, dass nicht die Vorschubgeschwindigkeit ausschlaggebend ist, sondern das Verhältnis der Vorschubgeschwindigkeit zur Auslenkungsgeschwindigkeit der Achsen. Die Walzrichtungen des Materials werden zur Modellreduktion ebenfalls vernachlässigt (siehe Kapitel 5).

Für die Modellierung der Kontakte zwischen den Werkzeugen und dem Profil werden einseitig segmentbasierte Kontakte (LS-DYNA: Forming one way surface to surface, Soft = 4) verwendet, für die Kontakte der flexiblen Dornen untereinander zweiseitig segmentbasierte Kontakte (LS-DYNA: Automatic surface to surface, Soft = 2) sowie für den Kontakt zwischen dem gesamten Dorn und dem Profil zweiseitig segmentbasierte Kontakte (LS-DYNA: Automatic surface to surface, Soft = 2). Der Unterschied der Varianten des Parameters „Soft“ liegt darin, dass Soft = 1 für Kontaktpaarungen mit stark unterschiedlichen räumlichen E-Moduli konzipiert ist, Soft = 2 für den generellen Kontakt zwischen Volumen- und Schalenelementen und Soft = 4 nur bei *Forming*-Kontakten verwendet werden darf (Livermore Software Technology, 2021a). Die jeweilige Einstellung wurde passend zur Kontaktpaarung gewählt.

Der Vorschub erfolgt über ein Knotenset über den Querschnitt am Ende des Profils. Die Bewegung der Matrize wird über die Bewegung des lokalen Koordinatensystems der Matrize gesteuert. Dieses lokale System liegt mit seinem Ursprung im Drehpunkt der Matrize, um die realen Bewegungen abzubilden. Es werden dabei fünf Freiheitsgrade abgebildet (Rotation um alle drei Raumrichtungen, Translation in zwei Raumrichtungen). Die Translation des bewegten Werkzeugs in Vorschubrichtung ist gesperrt. Das feste Werkzeug ist in allen Richtungen translatorisch wie rotatorisch gesperrt. Am Biegedorn wird der translatorische Freiheitsgrad in Vorschubrichtung gesperrt.

Der kinematische Prozess erlaubt keine Massenskalierung, da die bewegten freien Massen durch die Skalierung zu groß werden. Dies führt zu überhöhten Prozesskräften und -energien, die die Ergebnisse verfälschen. Stattdessen erlaubt die Verwendung der nicht dehnratensensitiven Materialbeschreibung die Skalierung der Prozessgeschwindigkeit zur Reduzierung der Berechnungsdauer. Das Modell kann dazu verwendet werden, gesamte Bauteile zu simulieren, sollte aber zur Reduktion der Rechenzeit auf Untersuchungen an Einzelbögen eingeschränkt werden.

## 7.2 Sensitivitätsanalyse numerischer Parameter

Zur Verbesserung der Effizienz und der Ergebnisqualität der Simulation werden die Einflüsse der Vernetzungsgröße und der Elementformulierung auf das Simulationsergebnis und die Simulationsdauer untersucht. Dazu wird die Kinematik eines Realversuchs und das entsprechende Werkzeugsetup nachgebildet. Das digitalisierte Versuchsbauteil dient als geometrische Referenz. Das Simulationsmodell ist für alle Varianten gleich, bis auf den jeweils einzeln variierten Parameter. Für jeden der untersuchten Elementtypen werden jeweils fünf verschiedene

Vernetzungsgrößen des Profils untersucht. Die Parameter für die Vernetzung sind in Tabelle 7.1 dargestellt. Die Eckradien des Profils (im Querschnitt betrachtet) werden mit acht Elementen pro Viertelkreis modelliert. Durch die kleinen Eckradien im Verhältnis zum Profil entstehen dadurch lokal kleine Elementkanten im Gegensatz zu den Seitenflächen, auf denen größere Elemente verwendet werden können. Bei größer werdenden globalen Kantenlängen führt das zu Elementen in den Bereichen der Eckradien, die ein ungleiches Verhältnis der Elementkantenlängen aufweisen und schmale Rechtecke ergeben können. Dieser Effekt wird mit abnehmender globaler, maximaler Elementkantenlänge des Profils kleiner. Sehr schmale Elemente sollten vermieden werden, da diese das Ergebnis negativ beeinflussen können. Ziel ist eine Vernetzung der Teile, die einen geeigneten Kompromiss aus Rechenzeit und Genauigkeit ermöglicht.

Tabelle 7.1: Übersicht der Vernetzungsparameter des Profils

max. Elementgröße [mm]	min. Elementgröße [mm]	max. Deviation [mm]	Winkel [deg]
1; 2; 3; 4; 5	0,5	0,15	20

LS-DYNA bietet eine umfassende Bibliothek an Elementformulierungen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die gängigsten Elemente zur Beschreibung von Schalenmodellen verglichen. Das sind nach Stelzmann (2010) die Elementtypen 2, 16, 25. Diese sind in Tabelle 7.2 zusammengefasst und kurz beschrieben. Die fünf verschiedenen Vernetzungsgrößen (siehe Tabelle 7.1) werden jeweils mit den drei Elementtypen (siehe Tabelle 7.2) kombiniert. Somit werden insgesamt fünfzehn Simulationen durchgeführt und ausgewertet.

Tabelle 7.2: Übersicht der verwendeten Schalenelemente nach Stelzmann (2010)

Typ	Name	Beschreibung
2	Belytschko-Tsay-Element	Empfohlenes Standardelement, ein Integrationspunkt
16	Voll integriertes Schalenelement	Vollintegriertes Element mit EAS-Formulierung (enhanced assumed strain formulation), transversale Scherung verbessert durch Bathe/Dvorkin-Methode
25	Belytschko-Tsay-Element mit Dickenstreckung	Belytschko-Tsay-Element mit Dickenstreckung, erweiterte Formulierung des Typs 2 mit einem vollen dreidimensionalen Spannungszustand nach Volumenelementen; ein Integrationspunkt

Hinsichtlich der Simulationsdauer ist die Berechnungszeit mit dem Elementtyp 2 am kürzesten. In Abbildung 7.2 sind die Ergebnisse für die Simulationen mit Kantenlängen von 1 mm, 3 mm und 5 mm übereinandergelegt. Die Ergebnisse konvergieren dabei für alle Elementformulierungen am besten bei einer Elementkantenlänge von 3 mm. Bei der größten Vernetzung mit 5 mm sind

nicht nur die Eckradien des Profils mit sehr schmalen Elementen vernetzt, auch die Ausbildung von Falten an der Innenseite ist ungenauer durch die großen Elemente. Die Anzahl der Falten ist geringer und die Falten sind gleichzeitig größer als bei feineren Netzen. Obwohl die Ergebnisse hier ebenfalls konvergieren, muss eine feinere Vernetzung für eine bessere Genauigkeit gewählt werden.

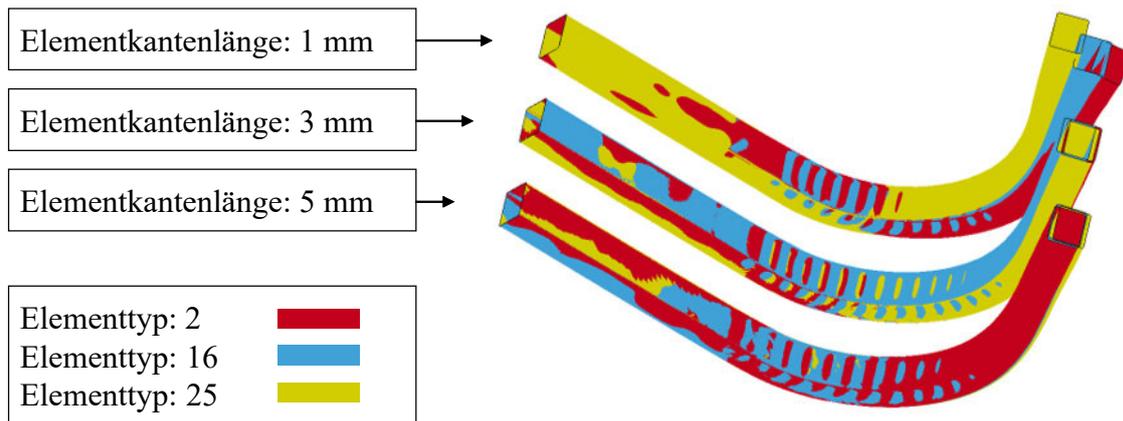


Abbildung 7.2: Überlagerung der Simulationsergebnisse der verschiedenen Elementtypen (farbige Unterscheidung) mit verschiedenen Elementkantenlängen

Abbildung 7.3 zeigt die benötigte Rechenzeit der einzelnen Simulationen für die jeweilige Parametervariation. Mit zunehmender Anzahl der Knoten und zunehmender Komplexität der Elementformulierung bzw. der Kontaktberechnung steigt die Rechendauer der Simulation. Auf Basis der aufgeführten Ergebnisse hinsichtlich Vernetzungsgröße und Elementformulierung wird deshalb für die weiteren Untersuchungen eine Elementkantenlänge von 3 mm und der Elementtyp 2 festgelegt. Die Rechenzeit dieser Konfiguration ist ein guter Kompromiss, bei gleichwertigen Ergebnissen gegenüber den komplexeren Elementformulierungen. Der Anstieg der Rechenzeit bei den Simulationen mit Elementtyp 2 und einer Elementkantenlänge von 4 mm bzw. 5 mm ist durch die Kontaktalgorithmen zu erklären. Die größere Vernetzung in Verbindung mit dem Elementtyp führt zu erhöhtem Rechenaufwand durch instabile Kontakte oder erhöhten Suchaufwand, während die anderen Berechnungen vergleichbar viel Zeit benötigen. Die ausgewerteten Zeiten und deren Anteil an der Gesamtberechnungsdauer der jeweiligen Simulation sind in Tabelle 7.3 aufgelistet.

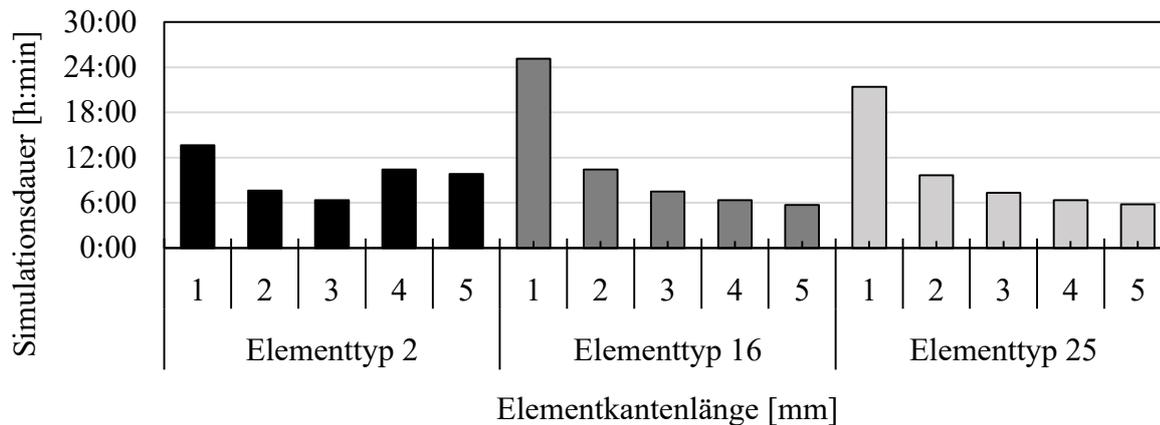


Abbildung 7.3: Vergleich der Berechnungszeiten in Abhängigkeit der verwendeten Elementformulierung und Kantenlänge des Profils

Tabelle 7.3: Übersicht der größten Anteile der Berechnungszeit für die Simulationen mit Elementtyp 2

Kantenlänge [mm]	Elementberechnung		Kontaktberechnung	
	Zeit [h:mm]	Anteil Gesamt	Zeit [h:mm]	Anteil Gesamt
3	04:07	62,14 %	01:53	28,56 %
4	04:18	40,00 %	05:47	53,68 %
5	04:19	42,19 %	05:15	51,36 %

Beim Vergleich der Ergebnisse aller Simulationen mit dem realen Versuchsbauteil ist bei allen Simulationsergebnissen ein wesentlich stärker gekrümmter Bogen festzustellen. Diese Differenz konnte mit den zuvor beschriebenen Parametervariationen nicht verringert werden. In Abbildung 7.4 ist das digitalisierte Versuchsteil dem Simulationsergebnis der als Standard definierten Konfiguration (Elementtyp 2, Elementkantenlänge 3 mm) gegenübergestellt. Die Differenz der Biegeradien von 130 mm (Biegeradius am Innenbogen des Versuchs von 318 mm und der Simulation von 188 mm) bei einer Auslenkung von 25,34 mm ist deutlich zu erkennen. Da die simulierte Werkzeuganordnung und -kinematik der Versuchsanordnung und -kinematik entspricht, kann dies als Fehlerquelle ausgeschlossen werden. Ebenfalls ist die Rückfederung keine ausreichende Erklärung, da die Differenz zwischen Versuch und Simulation zu groß ist und die Entlastung des Bauteils bereits in der Simulation erfolgt. Dementsprechend wird die Annahme des ideal steifen Werkzeugverhaltens als Hauptursache identifiziert. Im nachfolgenden Abschnitt wird dies näher untersucht und das Modell um elastisches Werkzeugverhalten erweitert.

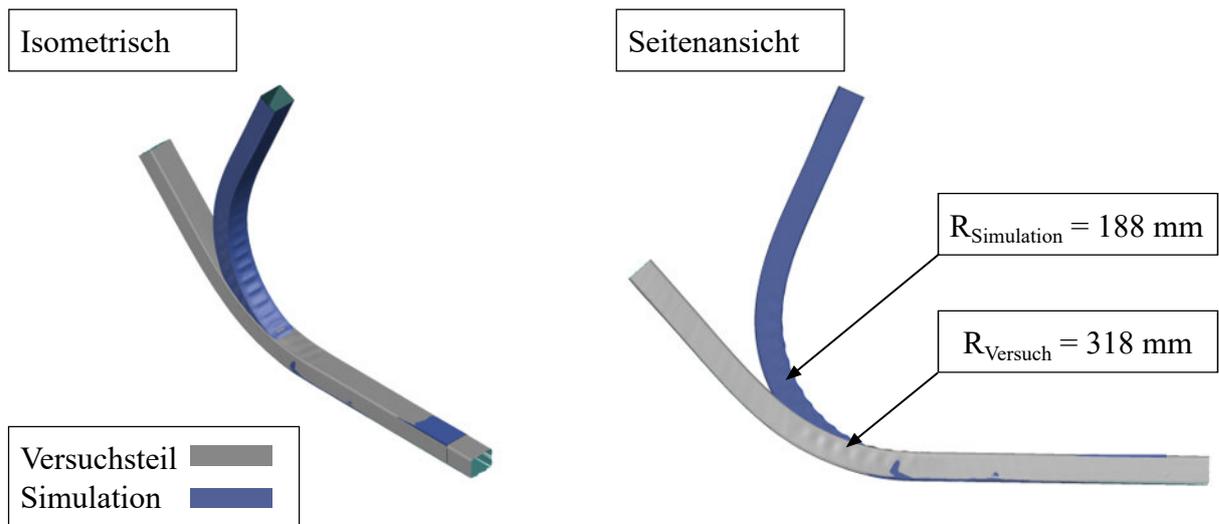


Abbildung 7.4: Vergleich des Simulationsergebnisses der ermittelten Standardkonfiguration mit dem digitalisierten Versuchsteil

### 7.3 Modellierung des elastischen Werkzeugverhaltens

Da die bisherigen Parametervariationen keinen Einfluss auf den Effekt der simulativ zu kleinen Biegeradien haben, muss mindestens ein weiterer Einfluss existieren, der durch die Annahmen und Vereinfachungen des Modells nicht berücksichtigt wird. Die Durchführung der Versuche deutet auf das elastische Verhalten der Werkzeuge hin, das auch beim DRSB (Vipavc, 2018) berücksichtigt werden muss und bisher vernachlässigt wurde. Das elastische Werkzeugverhalten wird im nachfolgenden Abschnitt untersucht und ein Ersatzmodell aufgebaut. Damit kann das bisherige Simulationsmodell erweitert werden, ohne dass auf die Starrkörpermodellierung der Werkzeuge verzichtet werden muss.

#### Modellierung der Elastizität des bewegten Werkzeugs

Im realen Versuch ist ein elastisches Werkzeugverhalten während des Betriebs an der bewegten Matrize und dem festen Werkzeug optisch festzustellen. Abbildung 7.5 stellt die Versuchsanordnung und die zugehörigen geometrischen Größen schematisch dar. Die Durchbiegung des festen Werkzeugs erfolgt in Richtung der Matrizenauslenkung und führt dazu, dass die wirkende Auslenkung der bewegten Matrize  $u$  nicht mehr  $u_{absolut}$  entspricht, sondern um  $\Delta u$  auf  $u_{relativ}$  reduziert wird:

$$u_{relativ} = u_{absolut} - \Delta u \quad (7.1)$$

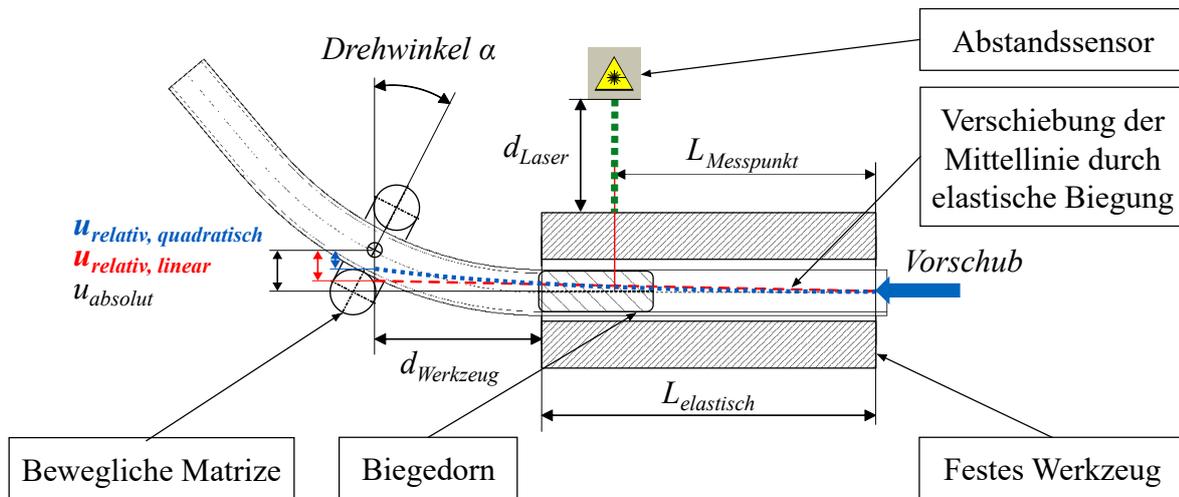


Abbildung 7.5: Schematische Darstellung der Durchbiegung des festen Werkzeugs und der resultierenden relativen Auslenkung gegenüber der absoluten Auslenkung

Dadurch wird der entstehende konstante Biegeradius bei gehaltener Auslenkung größer. Zur Quantifizierung der Größe  $\Delta u$  wird am festen Werkzeug mittels eines ortsfesten Laserabstandsensors der Abstand  $d_{Laser}$  des Sensors zum Werkzeug kontinuierlich während des Prozesses gemessen. Aus dem gemessenen Abstand in der Ruhelage und dem kontinuierlichen Messwert kann für jeden Zeitpunkt  $t$  die Änderungen des Abstands und damit die Durchbiegung  $d_{Durchbiegung}$  an der Messstelle, bezogen auf die Ausgangslage, berechnet werden.

$$d_{Durchbiegung}(t) = d_{Laser,initial} - d_{Laser}(t) \quad (7.2)$$

Das feste Werkzeug ist rechts im Bild als fest eingespannt angenommen. Durch den eingeschränkten Bauraum an der Maschine liegt der Messpunkt nicht am vorderen Ende des Werkzeugs, sondern auf diesem und hat den Abstand  $L_{Messpunkt}$  von der festen Einspannung. Da die Durchbiegung im Verhältnis zur Länge des Werkzeugs sehr klein ist, wird als Vereinfachung eine Gerade (rot gestrichelt in Abbildung 7.5) an Stelle einer Kurve für den Verlauf der Durchbiegung angenommen. Somit kann der 2. Strahlensatz für das Dreieck aus der ursprünglichen Mittellinie, der vereinfachten Durchbiegung und der Auslenkung bzw. der Verschiebung im Messpunkt angewendet werden.

$$\frac{d_{Durchbiegung}(t)}{L_{Messpunkt}} = \frac{\Delta u}{L_{elastisch} + d_{Werkzeug}} \quad (7.3)$$

Mit (7.1) - (7.3) kann die relative, linear kompensierte Auslenkung  $u_{relativ,linear}$  berechnet werden:

$$u_{relativ,linear} = u_{absolut} - \frac{d_{Durchbiegung}(t) \cdot (L_{elastisch} + d_{Werkzeug})}{L_{Messpunkt}} \quad (7.4)$$

Alternativ wird ein zweiter Ansatz verfolgt, bei dem  $u_{relativ,quadratisch}$  über ein Kreissegment statt einer Geraden bestimmt wird. Das Koordinatensystem ist in Abbildung 7.5 entsprechend angegeben. Ein Kreis mit Radius  $R$ , dem Kreismittelpunkt  $M(x_0|y_0)$  sowie einem beliebigen Punkt  $P(x|y)$  ist über die Kreisgleichung definiert:

$$(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 = R^2 \quad (7.5)$$

Für den dargestellten Fall kann der Kreisradius mit dem Mittelpunkt  $M(0|R)$  und dem Messpunkt  $P_1(L_{Messpunkt}|d_{Durchbiegung}(t))$  durch Umstellen der Gleichung (7.5) berechnet werden.

$$R = \frac{L_{Messpunkt}^2 + d_{Durchbiegung}(t)^2}{2 \cdot d_{Durchbiegung}(t)} \quad (7.6)$$

Der Kreis ist dabei im Festlagerpunkt (Koordinatenursprung) tangential mit der ursprünglichen Mittellinie. Da auch der Punkt  $P_2(L_{elastisch} + d_{Werkzeug}|\Delta u)$  auf diesem Kreis liegt, können die Punkte  $M$  und  $P_2$  und der zuvor berechnete Radius aus (7.6) in (7.5) eingesetzt und anschließend nach  $\Delta u$  aufgelöst werden.

$$\Delta u_{1/2} = R \pm \sqrt{-(L_{elastisch} + d_{Werkzeug})^2 + R^2} \quad (7.7)$$

Die Wahl der Lösung für  $\Delta u_{1/2}$  ist fallspezifisch zu treffen. Somit kann  $u_{relativ,quadratisch}$  berechnet werden:

$$u_{relativ,quadratisch} = u_{absolut} - \Delta u_{1/2} = u_{absolut} - R \pm \sqrt{-(L_{elastisch} + d_{Werkzeug})^2 + R^2} \quad (7.8)$$

### Modellierung des elastischen Verhaltens des bewegten Werkzeugs

Das Rollenkonzept der bewegten Matrize bietet konstruktionsbedingt, neben der Elastizität des Materials, auch die Möglichkeit eines toleranzbedingten Setzverhaltens der Einzelteile zueinander. Dies betrifft die Kontaktflächen zwischen der Rollenachse und den Achslagern, zwischen den Achslagern und dem Werkzeugträger sowie zwischen dem Werkzeugträger und der Maschinenaufnahme. Da an der Matrize keine plastischen Deformationen durch den Biegeprozess

auftreten, ist von rein elastischem Verhalten auszugehen. Das Verhalten der Matrize soll analog zum DRSB nach Vipavc (2018) über ein Feder-Dämpfer-System abgebildet werden. Abbildung 7.6 zeigt die Anordnung der einzelnen Elemente in der Freiformbiegesimulation und in der schematischen Schnittansicht.

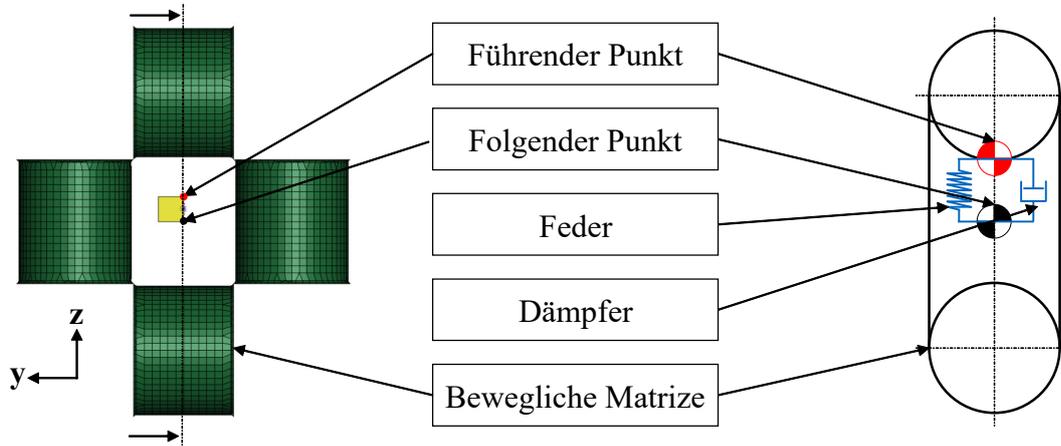


Abbildung 7.6: Darstellung des Feder-Dämpfersystems in der Simulation (links) und in der schematischen Schnittansicht (rechts)

In der Standardsimulation mit Starrkörpern werden die Verschiebungsrandbedingungen (Translation und Rotation) über den „Folgenden Punkt“ aufgebracht. Dabei entspricht der „Folgende Punkt“ dem „Führenden Punkt“. Dieser Punkt stellt das reale Rotationszentrum der Maschinenachsen dar und ist der Matrize fest zugeordnet. Die realen translatorischen Bewegungen der Matrize erfolgen ebenfalls an diesem Punkt. Die Lage des Punktes in x-Richtung (siehe Abbildung 7.6) kann mittig in der Matrize sein oder auch auf der Vorschubachse verschoben sein. Dies ist von der Ausführung des Werkzeugs und gegebenenfalls der Lage der Rollen abhängig. Die Daten können aus dem CAD-Modell ermittelt werden. Für die Umsetzung des parallel geschalteten Feder-Dämpfersystems sind vier zusätzliche Knoten nötig, die zusammen ein einzelnes Schalenelement bilden. Dieses Element stellt ein neues Bauteil in der Simulation dar, dem die gleichen physikalischen Eigenschaften (Dichte, Trägheit) zugewiesen werden, wie der eigentlich im Kontakt stehenden Matrize. Tabelle 7.4 zeigt das Schema der Knotenkoordinaten. Der Ursprung des zur Tabelle gehörigen Koordinatensystems ist kongruent mit dem „Folgenden Punkt“, die Koordinatenachsen sind wie in Abbildung 7.6 ausgerichtet. Für Biegungen in z-Richtung stellt dementsprechend *Knoten 4* den „Führenden Punkt“ dar, für Biegungen in y-Richtung *Knoten 2*.

Die Feder und der Dämpfer werden in LS-DYNA in Form diskreter Elemente erstellt (LS-DYNA: *Element discrete*). Um eine elastische Feder und einen viskosen Dämpfer darzustellen,

Tabelle 7.4: Anordnung der zusätzlichen Knoten für das Feder-Dämpfer-System

Knoten	x	y	z
1	$x_{FolgenderPunkt}$	0	0
2	$x_{FolgenderPunkt}$	1	0
3	$x_{FolgenderPunkt}$	1	1
4	$x_{FolgenderPunkt}$	0	1

muss zusätzlich das jeweilige Materialmodell (LS-DYNA: Material *S01* für die Feder, *S02* für den Dämpfer) definiert werden. Mit dem Keyword *Section discrete* wird festgelegt, dass beide nur translatorisch in Richtung der Geraden zwischen den definierten Punkten wirken dürfen. Um die Matrize auszulenken und zu drehen, wird die Aufbringung der Verschiebungsrandbedingungen im Vergleich zum Standardmodell geändert. Die translatorischen Bewegungen erfolgen somit am „Führenden Punkt“, die rotatorischen weiterhin am „Folgenden Punkt“. Somit wird der "Folgende Punkt" über das Feder-Dämpfer-System in die Auslenkung gezogen, wobei sich ein Versatz zwischen dem zusätzlichen Element und der tatsächlichen Matrize einstellt. Dieser Versatz wird über die Federsteifigkeit so eingestellt, dass er dem realen Versatz, bestehend aus möglicher Verschiebung durch Fertigungstoleranzen und geschätzter elastischer Verformung der Werkzeugteile, angenähert wird. Die Bestimmung der Feder- und Dämpfungskonstanten dafür erfolgt invers über die Simulation, da das direkte Messen der Verformung oder der Kräfte an der Matrize bauraumbedingt, nach aktuellem Stand, nicht möglich ist. Dazu wird eine simulative Parameterstudie für die verwendete Versuchskonfiguration der Werkzeuge für eine definierte Auslenkung der Matrize durchgeführt. Dabei wird die Auswirkung verschiedener Federsteifigkeiten auf den Versatz zwischen dem „Folgenden Punkt“ und dem „Führenden Punkt“ untersucht. Die Dämpfung wird so eingestellt, dass es in der Simulation zu möglichst keinem Schwingverhalten kommt. Das System ist dementsprechend kritisch gedämpft bzw. schwach überdämpft (Tipler et al., 2015). Zur Validierung der ermittelten Feder- und Dämpfungskonstanten des Werkzeugsetups werden weitere Simulationen mit verschiedenen Auslenkungen durchgeführt und ausgewertet.

## 7.4 Ergebnisse und Validierung des erweiterten Simulationsmodells

Basierend auf dem in Abschnitt 7.1 vorgestellten Standardmodell, den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse in Abschnitt 7.2 sowie der Modellierung des elastischen Werkzeugverhaltens in 7.3 wurde ein angepasstes Simulationsmodell erstellt. Mit diesem Modell soll der Freiformbiegeprozess des 50x40x2 mm Rechteckprofils aus S460MC bestmöglich abgebildet werden. Die Ergebnisse der Anpassungen des Modells sind im nachfolgenden Teil beschrieben.

Die Versuche zur Ermittlung des Prozessfensters für das Profil (siehe Abschnitt 6.1.1) werden als Grundlage für die Validierung genutzt. Analog zu den Versuchen werden die entsprechenden Auslenkungen und Kinematikprofile (Nomenklatur der Auslenkungen nach der Renardserie basierend auf dem Masterdatensatz) für die Simulation übernommen. Während einer Versuchsreihe für verschiedene Biegerichtungen wird die Durchbiegung des festen Werkzeugs für die Kompensation der elastischen Werkzeugbiegung ermittelt. Die Ergebnisse dessen sind in Tabelle 7.5 dargestellt. Je Auslenkung wurden drei Versuche durchgeführt und der Mittelwert der gemessenen maximalen Verschiebung verwendet. Die Durchbiegung des Werkzeugs nimmt dabei mit höheren Auslenkungen zu und läuft beim verwendeten Werkzeug in eine Sättigung. Um die Werkzeuge in der Simulation weiterhin als Starrkörper zu modellieren, werden das Feder-Dämpfer-System und die kompensierte Auslenkung  $u_{relativ}$  aus Abschnitt 7.3 implementiert. Für die simulative Matrizenauslenkung werden der lineare (siehe Formel (7.4)) und der quadratische Ansatz (siehe Formel (7.8)) verwendet und verglichen. Tabelle 7.5 gibt eine Übersicht über die experimentell ermittelten Werte der Durchbiegung  $d_{Durchbiegung}$  mit Standardabweichung  $\sigma$ , über die absolute Soll-Auslenkung  $u_{absolut}$ , über die berechneten Werte der kompensierten Auslenkung mit verschiedenen Lösungsansätzen  $u_{relativ,linear}$  und  $u_{relativ,quad}$  sowie über die jeweiligen Differenzen des kompensierten Wertes zum Soll-Wert der Auslenkung. Wie in Abbildung 7.5 bereits dargestellt ist, weist der lineare Ansatz kleinere Werte für  $\Delta u$  auf als der quadratische.

*Tabelle 7.5: Ergebnisse der experimentell ermittelten Durchbiegung des festen Werkzeugs für ausgewählte Biegeradien  $R$  bzw. Soll-Auslenkungen sowie der berechneten kompensierten Auslenkungen*

$R$	Experimentell		Soll	Berechnete kompensierte Werte			
	$d_{Durchbiegung}$ [mm]	$\sigma$ [mm]	$u_{absolut}$ [mm]	$u_{relativ,linear}$ [mm]	$\Delta u_{linear}$ [mm]	$u_{relativ,quad}$ [mm]	$\Delta u_{quad}$ [mm]
R25	1,14	0,07	11,30	9,75	1,55	9,20	2,10
R16	1,21	0,02	13,72	12,08	1,64	11,49	2,23
R10	2,33	0,27	17,43	14,26	3,17	13,13	4,30
R6,3	2,71	0,10	21,53	17,84	3,69	16,53	5,00
R4	2,59	0,07	24,38	20,86	3,52	19,60	4,78

Basierend auf den Ergebnissen aus Abschnitt 7.2 wird der LS-DYNA Elementtyp 2 mit einer Standardelementkantenlänge von 3 mm verwendet. In einer Simulationsstudie wurden die Feder- und Dämpfungskonstanten für die Matrize variiert, um diese invers zu bestimmen. Für die Federkonstante wurde ein Wert von  $5,0 \cdot 10^4 \text{ N mm}^{-1}$  ermittelt. Damit stellt sich ein Versatz von maximal 1,40 mm bei der größten untersuchten Auslenkung ein, der durch die Elastizität und das mögliche Spiel der Einzelteile zueinander plausibel ist. Für die Dämpfungskonstante wurde ein Wert von 100 ermittelt. Dadurch ist das System entsprechend kritisch gedämpft und

schwingt nicht. Als relevante Zielgröße zur Auswertung der Simulationen dient primär der Biegeradius am Innenbogen des Profils im konstanten Krümmungsbereich. Die Auswertung erfolgt analog zur Auswertung der Versuchsteile mit der GOM-Software (siehe Abschnitt 4.6). Die Ergebnisse sind in Abbildung 7.7 dargestellt. Für kleine Radien respektive große Auslenkungen liegen der lineare und der quadratische Kompensationsansatz relativ eng zusammen. Bei Auslenkungen kleiner 17,5 mm nimmt die Differenz der Ergebnisse beider Varianten zu. Bei den realen Versuchen nimmt die Standardabweichung mit größeren Radien beziehungsweise kleiner werdender Auslenkung ebenfalls zu. Dies ist auf verschiedene Effekte wie die Streuung der Materialeigenschaften oder das elastische Verhalten der Matrize zurückzuführen und kann in der Simulation nicht berücksichtigt werden. Speziell das elastische Verhalten der Matrize ist bei kleineren Auslenkung und damit geringeren Kräften eher von Setzvorgängen als von elastischer Deformation geprägt. Diese Vorgänge sind nicht immer wiederholgenau und führen so zu einer größeren Streuung. Insgesamt liegt der quadratische Kompensationsansatz näher an den Versuchsergebnissen als der lineare und ist damit für diesen Fall zu bevorzugen. Zusätzlich folgt der quadratische Ansatz der Biegelinie des einseitig fest eingespannten Balkens (vgl. Gross et al., 2007), die ebenfalls quadratischer Ordnung ist.

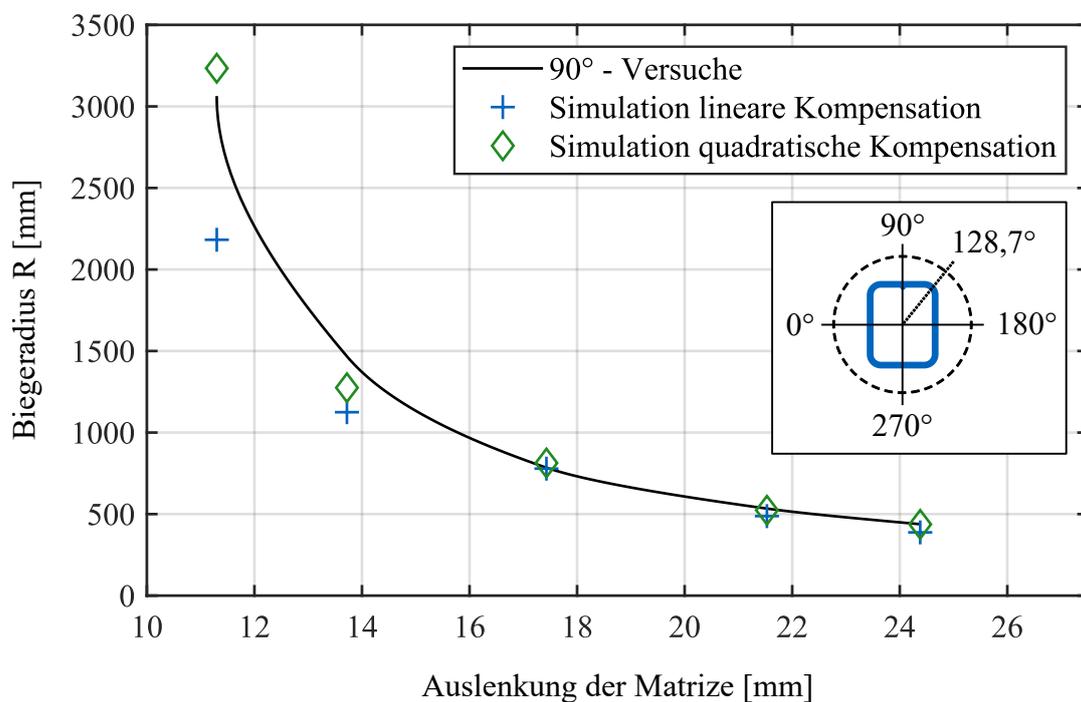


Abbildung 7.7: Auswertung des simulierten Biegeradius mit linearem und quadratischem Kompensationsansatz im Vergleich mit den Versuchsdaten

Zur Veranschaulichung der ausgewerteten Radien zeigt Abbildung 7.8 für die beiden Kompensationsansätze jeweils das simulierte Bauteil, das betrachtete digitalisierte Bauteil sowie jeweils eine Überlagerung der Mess- und Simulationsdaten für die Auslenkung bei  $R4$ . Dabei liegt das simulierte Ergebnis der quadratischen Variante annähernd kongruent auf den Messdaten des Versuchsteils mit einer Best-Fit-Abweichung von 1,00 mm (ermittelt mit der *GOM-Software*). Diese Abweichung ist auf das leicht unterschiedliche Faltenmuster am Innenbogen und den Seitenflächen zwischen Versuch und Simulation zurückzuführen. Der lineare Ansatz zeigt deutlich einen engeren simulierten Bogen als das Versuchsteil. Dieses Ergebnis ist auch für die weiteren untersuchten Auslenkungen so festzustellen. Für die industrielle Anwendung hinsichtlich der Machbarkeit von Bauteilen und den Prozessgrenzen bietet die Simulation damit die Möglichkeit, speziell für große Auslenkungen valide Aussagen treffen zu können. Die Ergebnisse des

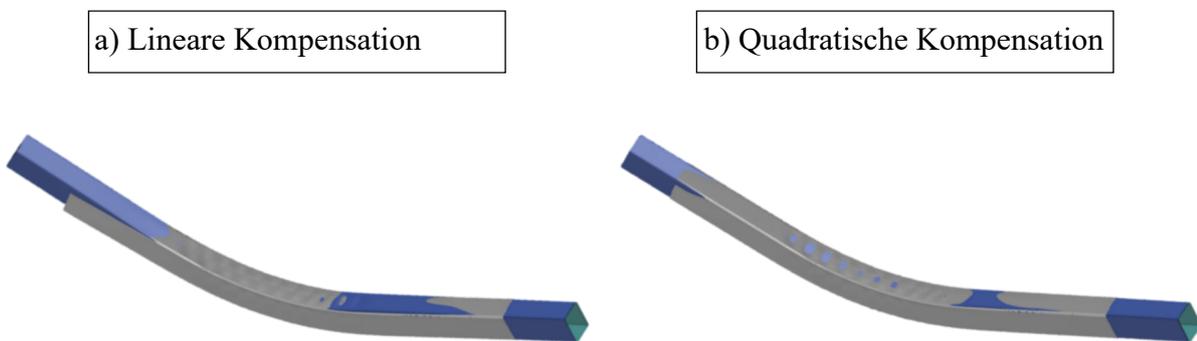


Abbildung 7.8: Vergleich der Geometrie zwischen dem digitalisierten Teil und den beiden Kompensationsansätzen der Simulation für  $R4$

erweiterten Simulationsmodells im Vergleich mit dem Standardmodell zeigen, dass die Vereinfachungen und Annahmen (Starrkörper, Vernachlässigung der Werkzeugelastizität) für das Standardmodell basierend auf der Literatur unzulässig sind. Die in Abschnitt 7.2 festgestellte Differenz zwischen Versuch und Simulation konnte erfolgreich auf das bisher vernachlässigte elastische Verhalten des Werkzeugs zurückgeführt und entsprechend modelliert werden. Durch die entwickelten Ersatzmodelle für das feste und das bewegte Werkzeug ist es möglich, den Prozess mit hinreichender Genauigkeit effizient zu simulieren und dennoch die recheneffiziente Starrkörpermodellierung der Werkzeuge beizubehalten.

Abbildung 7.9 zeigt ein Vorgehensschema, mit dem das erweiterte Simulationsmodell für das Freiformbiegen nachvollziehbar aufgebaut werden kann. Dieses Modell enthält dabei die Kompensation der Elastizität durch das Feder-Dämpfer-System sowie die Kompensation durch die effektiv wirkende relative Auslenkung. Zur Bestimmung und Validierung der Feder- und Dämpfungskonstanten ist ein Versuchsdatensatz mit verschiedenen Auslenkungen nötig. Mittels einer

bestimmten Auslenkung aus diesen Daten werden diese Werte bestimmt und anschließend an den restlichen Daten des Datensatzes validiert. Ist das Modell entsprechend validiert, kann es für viele weitere Anwendungen genutzt werden. Dies umfasst einerseits die Verbesserung des Prozesses, der Werkzeuge oder der zu biegenden Bauteile.

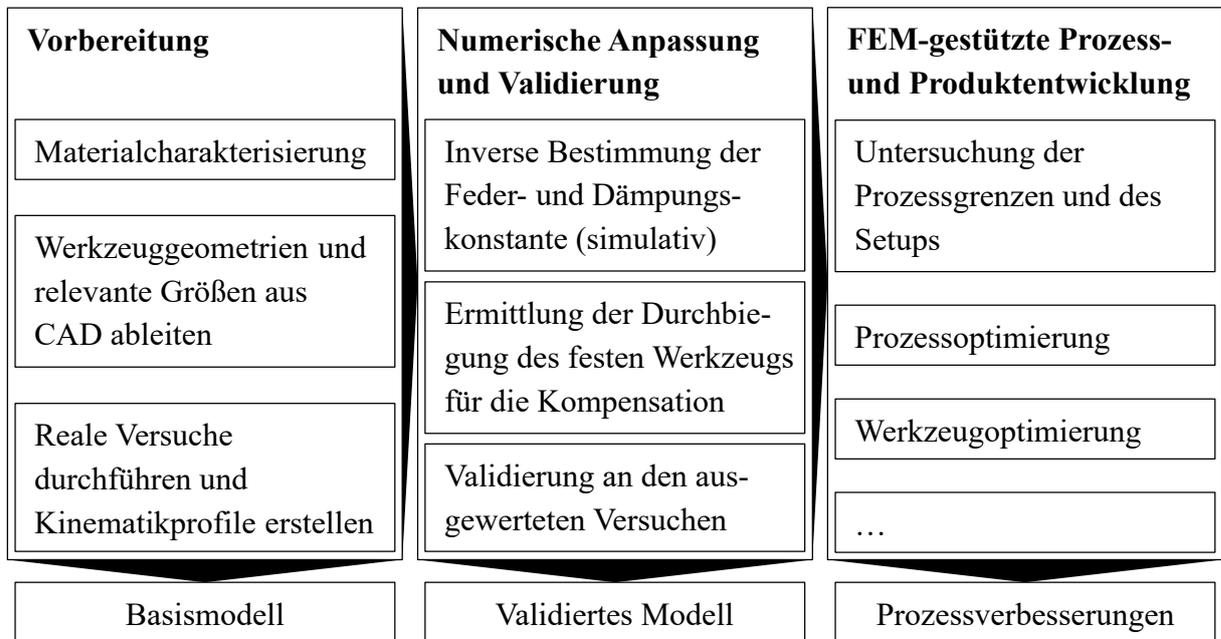


Abbildung 7.9: Vorgehen zur Erstellung des Simulationsmodells basierend auf den gezeigten Ansätzen



# 8 Validierung der Methoden

Das zuvor vorgestellte Vorgehensmodell zur Charakterisierung des Biegeverhaltens von Profilen zum Freiformbiegen (siehe Abbildung 6.9) soll am Beispiel eines Demonstratorteils exemplarisch angewandt werden. Der Demonstrator soll aus einem 50x50x1,2 mm Profil aus dem Dualphasenstahl DP800 gefertigt werden. Im Rahmen des Beispiels werden die Methoden zum Einfügen von Hard- und Softlimits in das Prozessfenster (siehe Abbildung 6.6) sowie zum Aufbau eines zugehörigen Simulationsmodells validiert. Das Simulationsmodell enthält dabei die Kompensationsmodelle für das elastische Werkzeugverhalten und wird mit den Versuchsergebnissen validiert.

## 8.1 Demonstrator

Als Demonstratorbauteil wird ein fiktives Dachteil aus der Kabine eines Nutzfahrzeugs verwendet, das in Fahrzeuglängsrichtung eingebaut ist. Das Bauteil ist in einer Ebene gebogen und besteht aus zwei Radien und einer Spline-Geometrie. Zwischen allen gekrümmten Bereichen ist jeweils ein gerades Stück. Abbildung 8.1 a) zeigt das Demonstratorbauteil mit den Punkten P1-P5 für die Biegetabelle nach VDI Richtlinie 3430, die in Tabelle 8.1 angelegt ist. Der Krümmungsverlauf des Bauteils von Punkt 1 bis 8 entlang der Biegelinie ist in Abbildung 8.1 b) abgebildet. Die Darstellung der Biegelinie in der klassischen Biegetabelle nach VDI Richtlinie 3430 ist nicht sinnvoll möglich, da die Splinegeometrie keinen festen Radius besitzt. Eine Rekonstruktion des Biegebauteils alleine durch die Biegetabelle nach VDI Richtlinie 3430 ist deshalb ebenfalls nicht möglich. Da der Beginn und das Ende der Splinegeometrie in der Schreibweise nicht darstellbar sind, würden alle Splinegeometrien zwischen den Punkten P2 und P4 möglich sein, die zu den Geraden  $\overline{P2P3}$  und  $\overline{P3P4}$  tangenstetig sind. Deshalb wird eine zweite Schreibweise vorgeschlagen, die die Schnittpunkte der einzelnen geometrischen Elemente (Geraden, Kreisbögen, Splines) betrachtet (siehe Tabelle 8.2). Diese ist an die Biegetabelle nach VDI Richtlinie 3430 angelehnt und ermöglicht die Rekonstruktion der Geometrie. Für den Splineabschnitt wird die Funktion „Spline“ in der CAD-Software CATIA verwendet. Zusätzlich erhält der Spline die Randbedingung der Tangenstetigkeit zu den anliegenden Geraden.

Tabelle 8.1: Biegetabelle des Demonstratorbauteils (siehe Abbildung 8.1) nach VDI Richtlinie 3430

Punkt	x	y	z	Radius
P1	1921,7	0	-7,7	-
P2	1749,1	0	466,4	400
P3	737,0	0	466,4	Spline
P4	156,5	0	352,8	400
P5	0	0	0	-

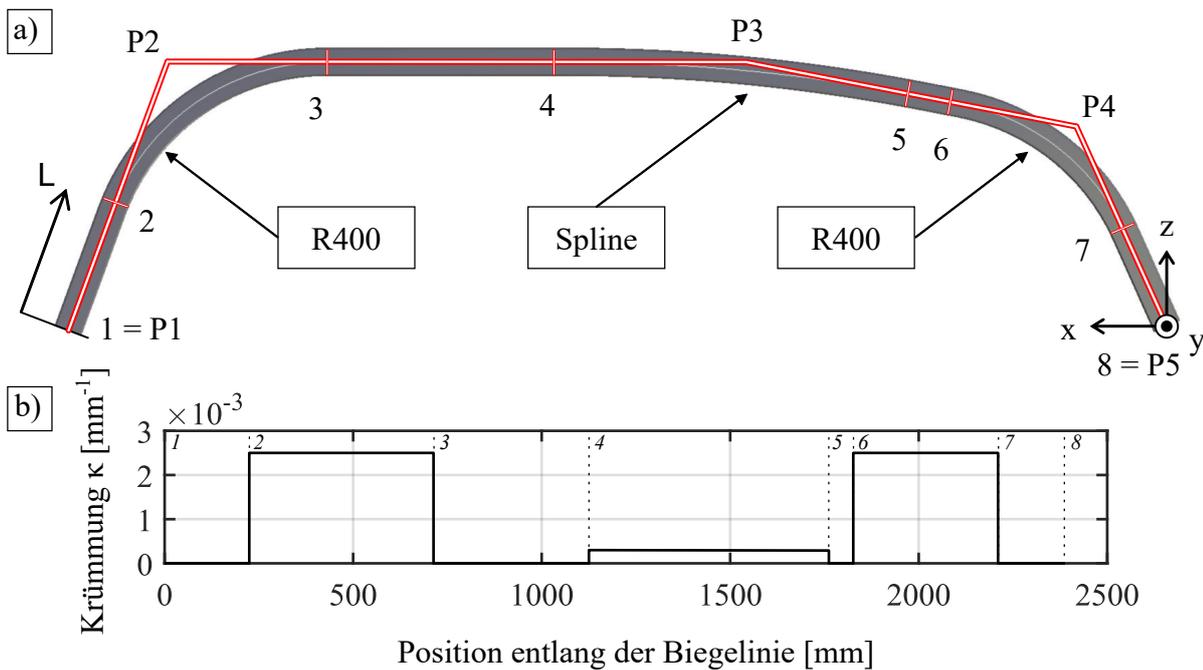


Abbildung 8.1: Seitenansicht des Demonstratorbauteils a) und Krümmungsverlauf der Biegelinie b)

Die Auswertung des Krümmungsverlaufs zeigt für das Splinesegment, dass die Krümmung entlang der Biegelinie geringfügig abnimmt. In Radien approximiert würde in Punkt 4 ein Radius von ungefähr 3335 mm vorliegen und in Punkt 5 ein Radius von ungefähr 3444 mm. Für die Differenz über den Verlauf der Radien ergibt sich damit ein Wert von 109 mm. Die gesamte Länge der Biegelinie des Demonstrators beträgt 2388 mm.

Aus der Biegetabelle (Tabelle 8.2) und dem Krümmungsverlauf (Abbildung 8.1) können bereits die ersten Randbedingungen für das Prozessfenster entnommen werden. Der kleinste zu biegende Radius beträgt 400 mm. Er kommt am Bauteil zweimal vor, zwischen den Punkten 2 und 3 sowie zwischen den Punkten 6 und 7. Weiterhin liegen zwischen allen Biegungen gerade Elemente, in denen die Matrize wieder in den Ursprung bewegt werden muss. Dadurch wird jede Auslenkung einzeln vollständig an- und abgefahren.

Tabelle 8.2: Alternative Darstellung Biegetabelle des Demonstratorbauteils zur Rekonstruktion

Punkt [-]	x [mm]	y [mm]	z [mm]	R [mm]	L [mm]
1	1921,7	0	-7,7	-	0,0
2	1844,9	0	203,2	400	224,5
3	1469,0	0	466,4	-	713,2
4	1056,9	0	466,4	Spline	1125,3
5	424,4	0	405,2	-	1761,7
6	360,9	0	392,8	400	1826,4
7	72,1	0	162,5	-	2210,4
8	0,0	0	0,0	-	2388,1

Der Demonstrator soll zur exemplarischen Validierung der Methoden Modelle verwendet werden. Auf eine 3D-Geometrie wird verzichtet, da die Anwendung der Methoden für mehrere Biegerichtungen in der gleichen Art erfolgt, wie für eine Biegerichtung. Dennoch werden die Aspekte zur Anisotropie und zum Einfluss der Schweißnaht untersucht, um ein vollständiges Bild des Halbzeugs zu erhalten und beispielsweise die Lage der Schweißnaht zu definieren.

## 8.2 Validierung der Methode zur Ermittlung und Limitierung des Prozessfensters

Im Folgenden wird das Prozessfenster entsprechend der Methode aus Kapitel 6 (siehe Abbildung 6.9) ermittelt. Dazu werden zuerst die Randbedingungen aus Halbzeug, Werkzeug und dem Bauteilentwurf im ersten Schritt „Analyse“ untersucht, um den Aufwand der Untersuchungen abzuschätzen und effizient einzugrenzen. Im nächsten Schritt werden die Versuche zur „Ermittlung und Limitierung des Prozessfensters“ des Profils für die Biegerichtung durchgeführt und ausgewertet. Auf Basis der Ergebnisse wird der dritte Schritt „Bewertung und Fertigung von Bauteilen“ durchgeführt. Dabei werden die Machbarkeit des Demonstrators bewertet und Änderungsempfehlungen formuliert.

### 8.2.1 Analyse

Die Analyse der Randbedingungen beinhaltet den Bauteilentwurf, das vorhandene Werkzeug und das Halbzeug. In Abschnitt 8.1 sind die geometrischen Randbedingungen des Demonstratorbauteils bereits ausgewertet worden. Die Splinegeometrie kann über das Freiformbiegeverfahren entweder angenähert oder direkt abgefahren werden. Für das Demonstratorbauteil ist die exakte

Abbildung des Splines nicht im Fokus, weshalb die Näherungsvariante verwendet wird. Alle Biegungen liegen in der gleichen Ebene und Richtung, sodass nur eine Biegerichtung charakterisiert werden muss.

Als Werkzeugsatz liegt eine Kombination aus einer Matrize mit angewinkelten Rollenachsen, ein festes Werkzeug in Form einer Plattenkonstruktion mit Gleitführungen und ein Hybriddorn vor. Die angewinkelten Rollen führen zu unterschiedlichen Umfangsgeschwindigkeiten der Rolle und damit zu unterschiedlichen Abrollgeschwindigkeiten am Profil über den Querschnitt. Dadurch kommt es statt zum idealen Abrollen zu einem Schlupf zwischen Rollen und Profil. Dementsprechend ist die Reibung für das Simulationsmodell höher anzusetzen. Der Hybriddorn ist so gestaltet, dass er durch die bewegte Matrize hindurchragt und damit die gesamte Umformzone über den gesamten Auslenkungsbereich abstützt. Das feste Werkzeug beinhaltet Gleitschienen mit eingefrästen Radien entlang der Vorschubrichtung zur Abstützung des Querschnitts und speziell der Eckradien des Profils. Diese Radien sind ebenfalls an den Rollen der Matrize eingebracht. Damit soll die Deformation der Eckradien möglichst verhindert werden, um Rissbildung zu vermeiden (Werner et al., 2023). Der Werkzeugsatz ist vermessen und liegt als nachkonstruiertes CAD-Modell vor, sodass die relevanten Flächen und Größen für das numerische Modell daraus abgeleitet und ausgelesen werden können. Eine halbtransparente Schnittansicht des CAD-Modells ist in Abbildung 8.2 dargestellt. Die bewegte Matrize mit angewinkelten Rollenachsen sowie der Hybriddorn sind zusätzlich vergrößert dargestellt.

Der umfassendste Teil der Analyse behandelt das Halbzeug. Das Demonstratorbauteil soll aus einem quadratischen Profil mit den Querschnittsmaßen 50x50x1,2 mm gefertigt werden. Nach den Formeln 2.1 und 2.2 hat der Biegefaktor des Profils einen Wert von 8 und der Wanddickenfaktor einen Wert von 41,67. Die Analyse des Querschnitts zeigt, dass durch Einsetzen des Wanddickenfaktors und des Biegefaktors in das Arbeitsdiagramm des RZB (vgl. Abschnitt 2.1) eine Fertigbarkeit des kleinsten Radius mittels RZB mit Dorn möglich ist.

Der Werkstoff ist ein hochfester DP800 Dualphasenstahl. Das Profil wird durch Walzprofilieren direkt eingeformt. Mittels Laserschweißen ohne Zusatzwerkstoff wird das Profil kontinuierlich verschweißt. Die Schweißnaht liegt in der Mitte einer Seitenfläche. Zur vollständigen Beurteilung des anisotropen Verhaltens beim Biegen wurden Mikrohärtmessungen über den Querschnitt im Eckbereich, im Grundmaterial und an der Schweißnaht durchgeführt. Die Ergebnisse der Mikrohärtmessungen sowie der bemaßte Querschnitt mit Schlibfbildern der Naht und der Profilecke vor der Härtmessung sind in Abbildung 8.3 dargestellt. Die Härtmessungen wurden jeweils entlang von drei Messpfaden pro Probe erstellt. Im Vergleich der einzelnen Verläufe der Proben ist zu erkennen, dass die Härte des Grundmaterials (blau) und der Ecken (grau)

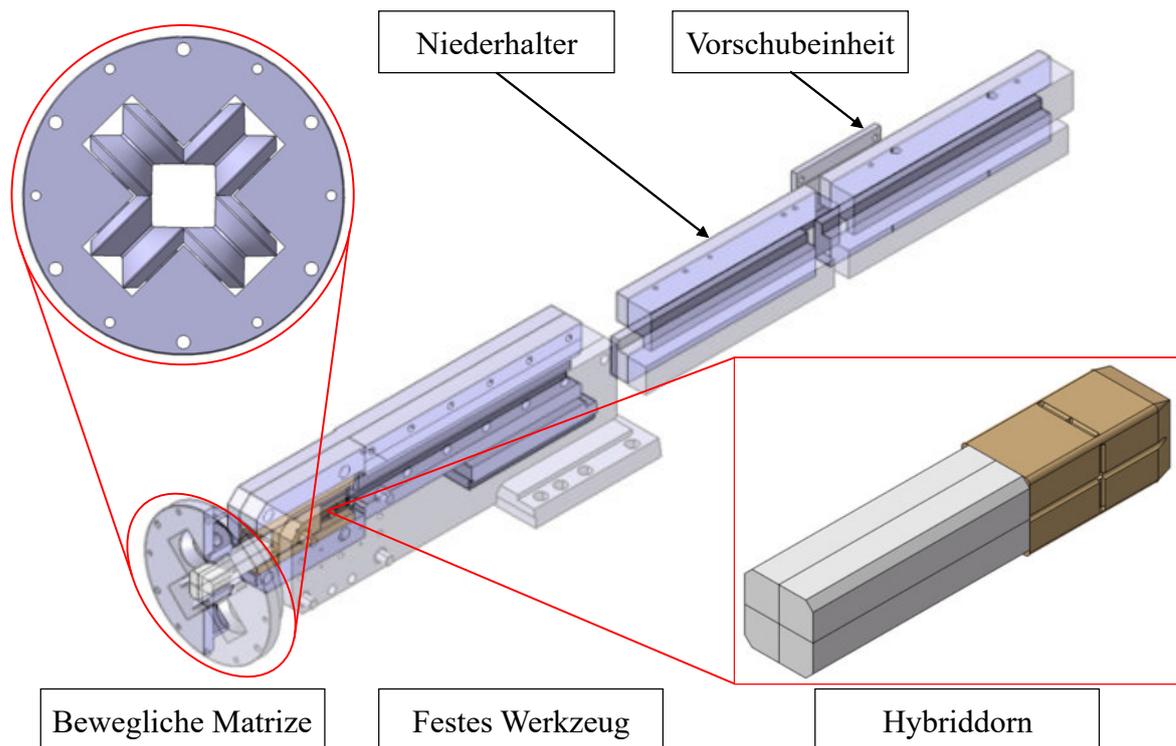


Abbildung 8.2: Halbtransparente Schnittansicht des CAD-Modells des 50x50-Werkzeugsatzes für die Fertigung des Demonstrators

keine wesentlichen Unterschiede aufweisen und die Verläufe im Bereich von  $250 \pm 50$  HV1 liegen. Die Schweißnaht erreicht eine maximale Härte von rund 450 HV1. Diese Härte ist lokal auf die unmittelbare Mitte der Schweißnaht begrenzt. In Abbildung 8.3 oben rechts ist die Schweißnaht abgebildet. Die Steiflankennaht ist deutlich erkennbar, ebenso die Einflusszone der Schweißnaht durch die Farbänderung. Das Grundmaterial ist durch die Ätzung bläulich, während die Schweißnaht bräunlich ist. Die Härte im Übergangsbereich vom Grundmaterial steigt fast sprunghaft an und fällt im Verlauf entsprechend wieder ab. Der gesamte Verlauf der Schweißnaht mit höherer Härte als das Grundmaterial erstreckt sich auf eine Länge von rund 1,25 mm (2,5 % der Profillbreite oder 0,625 % des Umfangs).

Zusätzlich wurden Proben für Zugversuche aus dem Grundmaterial einer Seitenfläche und aus der Seitenfläche mit der Schweißnaht entnommen und geprüft. Dazu wurden jeweils fünf Flachproben aus zwei zufällig ausgewählten Profilen mittels Laserschneiden herausgetrennt. Um mögliche Wärmeeinflüsse des Lasers auf die Proben auszuschließen, ist die Kontur der Probe mit einem Aufmaß von 1 mm versehen. Die übermäßigen Proben werden in einem Folgeprozess mit einer Probenschleifmaschine gekühlt auf das Endmaß der Form H80 der Norm DIN 50125 geschliffen. Wie in Abschnitt 5.5 beschrieben, erfolgen die Zugversuche quasistatisch mit einer Dehnrage von  $0,002 \text{ s}^{-1}$ . Es werden nur Proben in Profillängsrichtung verwendet.

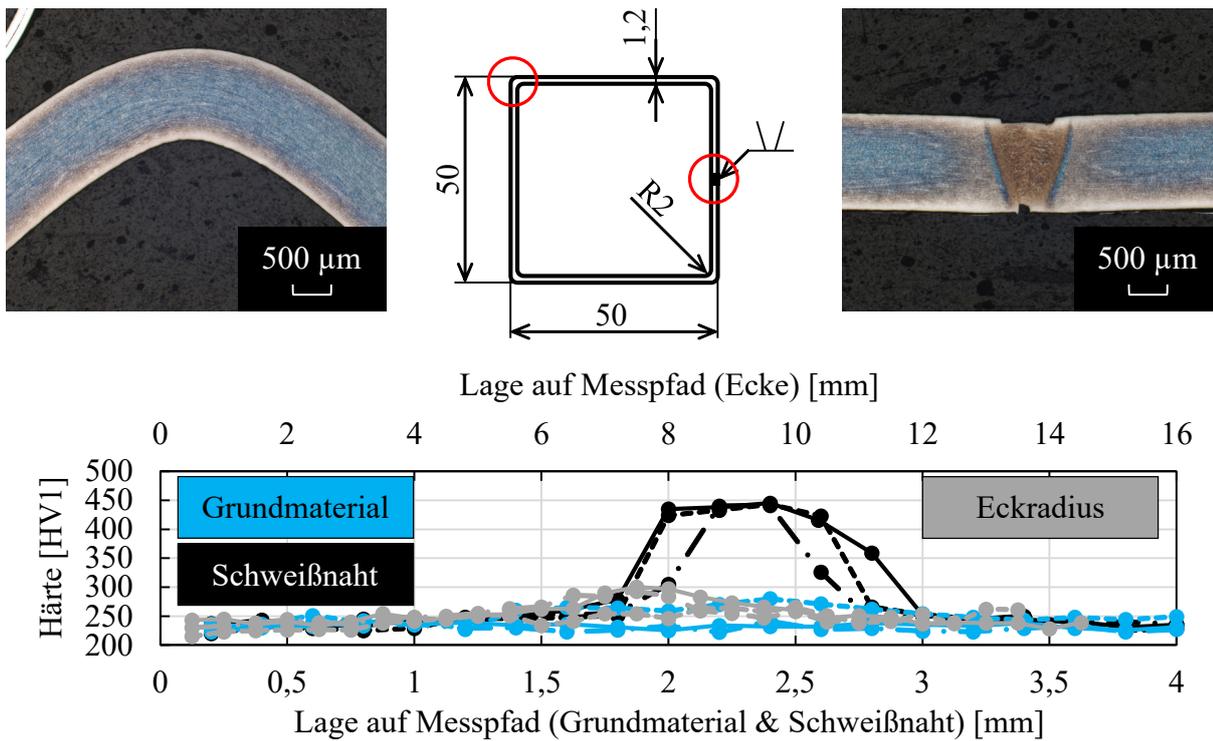


Abbildung 8.3: Querschnittsanalyse des 50x50-Profils (oben) mit den Ergebnissen der Härtemessungen am Grundmaterial, den Profilecken und der Schweißnaht

Die Spannungs-Dehnungs-Kurven wurden aus den Versuchsergebnissen gemittelt. Auf die Darstellung von Fehlerbalken wird der Übersicht wegen verzichtet. Die Ergebnisse der Versuche mit und ohne Naht sowie das CAD-Modell der Probenentnahmestellen für das untersuchte Profil sind in Abbildung 8.4 dargestellt. Die Kurve der Proben mit der Schweißnaht liegt, trotz der lokal größeren Härte der Schweißnaht, geringfügig über den Proben des Grundmaterials. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die dünne Schweißnaht (im Mittel ca. 500  $\mu\text{m}$ ) nur einen geringen Anteil der Probenbreite ausmacht. Bezüglich des Fließverhaltens zeigen die Proben einen geringen Einfluss der Schweißnaht. Hinsichtlich der Bruchdehnung der Proben fällt der Einfluss der Schweißnaht deutlich größer aus, da die Bruchdehnung der Schweißnahtproben nur halb so groß ist.

Die Materialanalyse zeigt, dass das 50x50 mm Halbzeug, im Gegensatz zum 50x40 mm Profil in Kapitel 6, keine ausgeprägte Anisotropie durch die Materialeigenschaften im Bezug auf das Biegen aufweist. Die Anisotropie des Biegeverhaltens durch den Querschnitt ist, wie bei allen nicht kreisförmigen Querschnitten, dennoch gegeben. Die Einflüsse der dünnen, laser-geschweißten Naht (ohne Zusatzwerkstoff) und Direkteinformung des Profils auf den Zustand des Materials sind geringfügig. Rund 99% des Umfangs des Querschnitts weisen vergleichbare Materialeigenschaften auf, wie die Härtemessung zeigt. Die Ergebnisse der Zugversuche legen

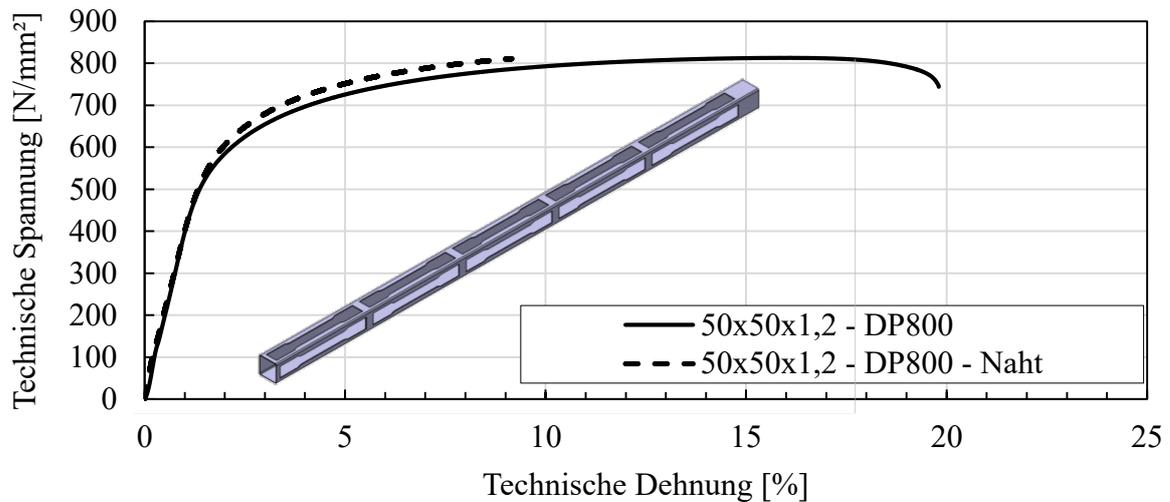


Abbildung 8.4: Spannungs-Dehnungs-Kurven des DP800-Materials für den Demonstrator

dennoch nahe, dass durch die geringere Bruchdehnung der Schweißnaht wenig Dehnung an der Schweißnaht erfolgen soll. Dies kann durch die Ausrichtung des Profils umgesetzt werden, indem die Schweißnaht möglichst nah an der neutralen Faser der Biegung auf einer Seitenfläche des Profils liegt. Beim Biegen in die 90°-Richtung entspricht das für die Lage der Schweißnaht entweder die 0°- oder die 180°-Richtung. Für die nachfolgenden Versuche wird die 0°-Richtung festgelegt. Da alle Biegungen des Bauteils in der gleichen Ebene liegen und in die gleiche Richtung verlaufen, muss nur eine Richtung charakterisiert werden. Die Ergebnisse zeigen auch, dass die verschiedenen Einflüsse der Herstellung und der Schweißnaht auf das anisotrope Biegeverhalten unterschiedlich stark sein können. Eine zufällige andere Charge eines anderen Halbzeugherstellers mit den gleichen Querschnittsmaßen und dem gleichen Werkstoff kann sich dennoch vom verwendeten Halbzeug unterscheiden. Durch eine andere Prozesskette oder ein anderes Schweißverfahren werden die Eigenschaften beeinflusst. Deshalb ist es umso wichtiger, das Halbzeug vorab zu untersuchen, um eine genaue Prognose treffen zu können.

### 8.2.2 Ermittlung und Limitierung des Prozessfensters

Die Analyse der Randbedingungen ergibt, dass die Ermittlung der charakteristischen Kurve in eine Biegerichtung für die Fertigung des Demonstrators ausreichend ist. Entsprechend der Ergebnisse wird das Profil für alle Versuche mit der Schweißnaht in die 0°-Richtung ausgerichtet. Da die Schweißnaht nach innen und nach außen kein überschüssiges Material aufweist (siehe Abbildung 8.3) und deshalb keine Nut im Dorn erforderlich ist, ist die Orientierung des Dorns frei wählbar. Das Profil ist für den Biegeprozess sowohl von innen als auch von außen mit einem

Rohrbiegeöl geschmiert. Die Vorschubgeschwindigkeit beträgt  $50 \text{ mm s}^{-1}$ , die Achsgeschwindigkeit zum Anfahren beträgt 10 % und zum Abfahren 30 % der Vorschubgeschwindigkeit. Abbildung 8.5 zeigt das u-R-Diagramm der Versuche zur Charakterisierung des Profils. Um das Demonstratorbauteil fertigen zu können, muss ein Radius von 400 mm erreicht werden. Diese Größe ist als horizontale, gestrichelte Linie in das Diagramm eingetragen.

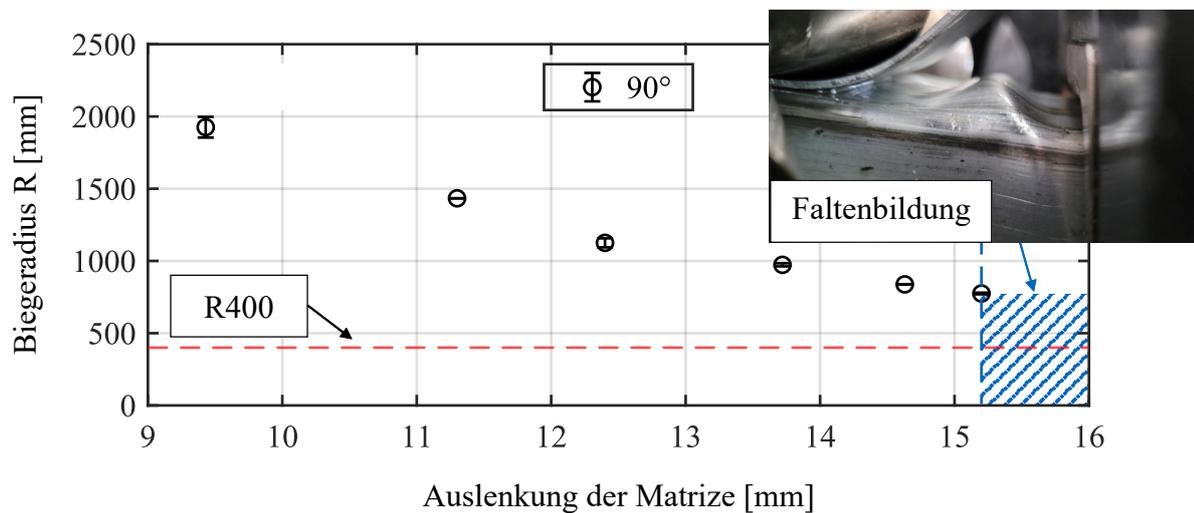


Abbildung 8.5: Prozessfensterdiagramm des Halbzeugs für das Demonstratorbauteil mit Zielgröße und Hardlimit

Der kleinste wiederholbar fertigbare Radius beträgt gerundet 775 mm an der Profilschwerpunktlinie bei einer Auslenkung von 15,2 mm. Weitere Versuche mit größerer Auslenkung führen zu einem instabilen Prozess, bei dem die Faltenbildung am Innenbogen zu groß wird und nicht mehr jede Falte durch die Matrize geschoben werden kann. Tritt der Fall ein, dass die Falte zu groß wird und nicht und das Halbzeug somit nicht mehr durch die Matrize geschoben werden kann, während der Vorschub konstant weiterläuft, wird die aufgestaute Falte zusätzlich größer und versagt oder wird zusammengedrückt und blockiert dabei die Matrize bis zum Materialversagen. Infolgedessen reißt das Profil an den Eckradien am Innenbogen auf und der Prozess muss beendet werden. Da das Versagen zunächst stochastisch auftritt, wird das Softlimit auf eine maximale Auslenkung von 15,2 mm gesetzt, da der Prozess an diesem Punkt stabil läuft.

### 8.2.3 Bewertung und Fertigung von Bauteilen

Die Versuche zur Ermittlung des Prozessfensters zeigen eindeutig, dass das Demonstratorbauteil mit der aktuellen Konfiguration aus Werkzeug und Halbzeug nicht fertigbar ist. Der angestrebte

minimale Radius am Bauteil von 400 mm steht dem bestenfalls erreichten Radius von 775 mm gegenüber. Die Differenz zwischen Soll- und Ist-Wert kann nicht durch ein Verschieben des 1. Softlimits verringert werden, da dieses den Bereich des stabilen Prozessfensters definiert, bevor ein Hardlimit erreicht wird respektive an dem gleichzeitig ein Hardlimit erreicht ist. Die qualitativ bedingten 2. Softlimits können an dieser Stelle vernachlässigt werden. Für die Fertigung des Demonstrators müsste der stabile Bereich des Prozessfensters vergrößert werden, der im vorliegenden Fall hauptsächlich durch die zunehmende Faltenbildung am Innenbogen und an den Seitenflächen begrenzt ist.

### **8.2.4 Zusammenfassung der Validierung**

Das Vorgehensmodell zur Charakterisierung des Biegeverhaltens von Profilen zum Freiformbiegen (siehe Abbildung 6.9) wurde exemplarisch angewandt. Dabei konnte die Methode zur Ermittlung und Limitierung des Prozessfensters (siehe Abbildung 6.9) validiert werden. Es wurde gezeigt, dass die einzelnen Teilschritte auch auf ein unbekanntes Halbzeug angewendet werden können und der Arbeitsaufwand zur Charakterisierung und Ermittlung des Prozessfensters durch die Analyse effektiv reduziert werden kann. Die Auswertung der Versuche und die Bewertung der Machbarkeit zeigen, dass der Demonstrator mit der vorliegenden Konfiguration nicht fertigbar ist. An dieser Stelle im Vorgehensmodell können in der industriellen Anwendung Konstruktionsänderungen angestrebt werden, sodass das zur Verfügung stehende Prozessfenster ausreicht. Alternativ kann das Prozessfenster des Halbzeugs als unzureichend eingestuft und ein neues Halbzeug ausgewählt werden. Der theoretische Ansatz des Arbeitsdiagramms des RZB zeigt das Gegenteil, dass der minimale Radius mit einem Biegedorn fertigbar sein sollte. Demnach ist das Diagramm nicht ohne weiteres auf das Freiformbiegen mit bewegter Matrize übertragbar. Da die Hauptursache für die Limitierung des Prozessfensters die Faltenbildung ist, werden in Kapitel 9 verschiedene Möglichkeiten zur Faltenreduzierung vorgestellt. Zuvor erfolgt die Validierung des Simulationsmodell für das untersuchte 50x50 mm Profil in Abschnitt 8.3.

## **8.3 Aufbau, Kalibrierung und Validierung des numerischen Modells**

In Kapitel 7 wird der Aufbau eines numerischen Modells am Beispiel des 50x40x2 mm Profils aus S460 erläutert. Die ersten zwei der drei Schritte des Modells werden nachfolgend am Beispiel des Werkzeugs und Halbzeugs für das Demonstratorbauteil angewendet und validiert. Dabei entsteht im ersten Schritt das angepasste Basismodell, dass im zweiten Schritt auf Basis

der Versuchsergebnisse optimiert und validiert wird. Der dritte Schritt wird abschließend nur exemplarisch für die Untersuchung der Prozessgrenze mittels einer Simulation im instabilen Bereich verwendet.

### 8.3.1 Vorbereitung

Durch den modularen Aufbau des Modells und die flexiblen Möglichkeiten von LS-DYNA können die neuen Geometrien des Werkzeugsatzes und des Halbzeugs an Stelle der alten Geometrien eingesetzt werden. Die Anordnung und die Positionierung erfolgt analog zum CAD-Modell des Versuchswerkzeugs. Die Kinematikprofile der Versuche für das Prozessfenster werden übernommen. Die Prozessgeschwindigkeit wird in der Simulation jedoch um den Faktor 100 skaliert, um die Berechnungsdauer zu reduzieren. Auf eine Massenskalierung wird verzichtet, da die freie bewegte Masse im Raum (der gebogene Teil des Profils) zu groß werden und das Ergebnis verfälschen kann. Die Vernetzung aller Geometrien außer den Dornfingern erfolgt mit Schalenelementen des Elementtyps 2 mit den Parametern aus Tabelle 8.3. Die Dornfinger werden als verformbare Volumenelemente diskretisiert, die als Vorgabe ebenfalls eine Kantenlänge von 3 mm haben. Alle weiteren Steuerungsdaten werden von der Simulation aus Kapitel 7 übernommen. Das neue Basismodell ist erstellt und der Vorbereitungsschritt abgeschlossen.

*Tabelle 8.3: Übersicht der Vernetzungsparameter des 50x50-Modells*

<b>max. Elementgröße</b> [mm]	<b>min. Elementgröße</b> [mm]	<b>max. Deviation</b> [mm]	<b>Winkel</b> [deg]
3	0,5	0,15	20

### 8.3.2 Numerische Anpassung und Validierung

Im zweiten Schritt werden mehrere Simulationen mit variierten Parametern durchgeführt. Dabei werden die Reibwerte definiert und gegebenenfalls über Parametervariationen eingestellt. Weiterhin werden invers die Feder- und Dämpfungskonstanten des Feder-Dämpfer-Systems der Matrize bestimmt, um das elastische Verhalten der Matrize anzunähern, ohne auf die Beschreibung der Matrize als berechnungseffizienten Starrkörper zu verzichten. Zur Kompensation des elastischen Verhaltens des festen Werkzeugs wird der quadratische Ansatz entsprechend der berechneten Ergebnisse ausgewählt.

Die Reibung wird durch den konstanten Coulomb-Reibwert für jede Kontaktpaarung approximiert. Die Paarungen und der Reibwert sind in Tabelle 8.4 aufgelistet. Die Reibwerte sind der Literatur entnommen. Der Wert der Kontaktpaarung 1 stammt aus der VDI Richtlinie 2230, der der Paarung 2 aus Bender und Göhlich (2020) und der Wert der Paarung 3 aus Triboplast (2023). Das Abrollverhalten der angewinkelten Rollen stellt einen Spezialfall dar, da eine Mischung aus Rollen und Gleiten mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten und Schlupf über den Querschnitt vorliegt. Dies wird über einen niedrigen Reibwert für einen geschmierten Stahl-Stahl-Kontakt modelliert. Die angegebenen Reibwerte wurden für das 50x50-Modell nicht variiert, da die Ergebnisse der Simulation in Verbindung mit der Kompensation des elastischen Werkzeugverhaltens hinsichtlich der Geometrie von hinreichender Güte sind (siehe Abbildung 8.7).

Tabelle 8.4: Übersicht der Kontaktpaarungen des 50x50-Modells

	<b>Kontaktpaarung</b>	<b>Materialpaarung</b>	<b>Schmierung</b>	<b>Reibwert</b>
1	Profil & festes Werkzeug	Stahl & Aluminiumbronze	ja	0,08
2	Profil & bewegtes Werkzeug	Stahl & Stahl	ja	0,1
3	Profil & Hybriddorn	Stahl & Kunststoff	ja	0,2

Für die Bestimmung der Federsteifigkeit werden mehrere Simulationen im Wertebereich von  $2,5 \cdot 10^4 - 5 \cdot 10^4 \text{ N mm}^{-1}$  mit einer Schrittweite von  $5 \cdot 10^3 \text{ N mm}^{-1}$  durchgeführt. Bei einem Wert von  $5 \cdot 10^4 \text{ N mm}^{-1}$  stellt sich ein elastisch bedingter Versatz der Matrize bei der Auslenkung von 0,6 mm ein. Dieser Versatz wird insofern als technisch korrekt eingeschätzt, da das Setzverhalten bedingt durch die Toleranzketten sowie das elastische Verhalten der Einzelteile in Summe einen solchen Wert erzeugen kann. Die Dämpfungskonstante hat den Wert von 100, sodass kein oszillierendes Verhalten der Matrize auftritt.

Die Kompensation des elastischen Verhaltens des festen Werkzeugs erfolgt über den quadratischen Ansatz, da dieser die Biegung besser abbildet als der lineare Ansatz. Der benötigte Wert der Durchbiegung des festen Werkzeugs wurde während der Versuche für das Prozessfenster nach dem Schema in Kapitel 7 gemessen. Die Werte sind in Tabelle 8.5 aufgelistet. Die Durchbiegung weist für den untersuchten Auslenkungsbereich einen festen Wert auf, sodass hier auf ein Setzverhalten einzelner Komponenten zu schließen ist. Dementsprechend sind für die beiden verschiedenen Auslenkungen die  $\Delta u_{quad}$  jeweils gleich.

Für die Modellierung des Materialverhaltens wird die Fließkurve des Grundmaterials ohne Naht aus den Zugversuchen (siehe Abschnitt 8.2 und Abbildung 8.4) verwendet. Die Materialanalyse zeigt, dass der Einfluss der dünnen Laserschweißnaht ohne Zusatzwerkstoff vernachlässigbar ist, wenn die Naht in der Nähe der neutralen Faser liegt. Die Härtemessung der Eckradien zeigt,

Tabelle 8.5: Ergebnisse der Durchbiegung des festen 50x50-Werkzeugs für ausgewählte Auslenkungen  $u_{\text{absolut}}$

$u_{\text{absolut}}$ [mm]	$d_{\text{Durchbiegung}}$ [mm]	$\sigma$ [mm]	$u_{\text{relativ,quad}}$ [mm]	$\Delta u_{\text{quad}}$ [mm]
11,30	1,25	0,10	8,95	2,35
13,72	1,25	0,05	11,37	2,35
15,20	1,25	0,05	12,85	2,35

dass diese eine ähnliche Härte wie das Grundmaterial aufweisen. Dementsprechend wird für das gesamte Profil im Sinne der Modellreduktion die Materialkarte des Grundmaterials aus den Zugversuchen verwendet.

Als ersten Validierungspunkt wird das Softlimit bei einer Auslenkung von  $u = 15,2$  mm herangezogen. Dabei entstehen im Versuch deutliche Falten an den Seitenflächen. Am Innenbogen sind die Falten zwischen dem festen Werkzeug und der bewegten Matrize zunächst groß, werden im weiteren Verlauf durch die Matrize hindurchgeschoben und dabei flachgedrückt. Dieses Ergebnis ist sowohl im Versuch als auch in der Simulation in Abbildung 8.6 a) im Halbschnitt zu sehen. Die Werkzeuge sind blau dargestellt, das verformbare Profil ist in Falschfarbendarstellung abgebildet. Zur Hervorhebung der spannungsbedingten Falten wurde die von-Mises-Darstellung der Spannungen gewählt. Die Falten entstehen bereits im festen Werkzeugs innerhalb des dort zur Verfügung stehenden Raums zwischen Biegedorn und Werkzeug. Die Falten werden Richtung Matrize geschoben, wo sie zwischen den beiden Werkzeugen ihr Maximum erreichen. Im vorliegenden Versuch können die Falten noch durch die Matrize geschoben werden. Dies ist bei größeren Auslenkungen und damit größeren Falten nicht mehr möglich und das Profil wird zwischen den Werkzeugen zusammengestülpt. Der gleiche Effekt tritt auch bei den schubbedingten Falten an den Seitenflächen des Profils auf. Diese werden mit größeren Falten am Innenbogen ebenfalls größer. Weiterhin zeigt Abbildung 8.6 b) die Blechdicke. Am Innenbogen findet eine geringfügige Aufdickung des Materials statt. Auch die in den gestauchten Eckradien des Profils ist dieser Effekt zu sehen. In Abbildung 8.6 c) ist die Druckspannungsverteilung dargestellt, die zur Bildung der Falten führt.

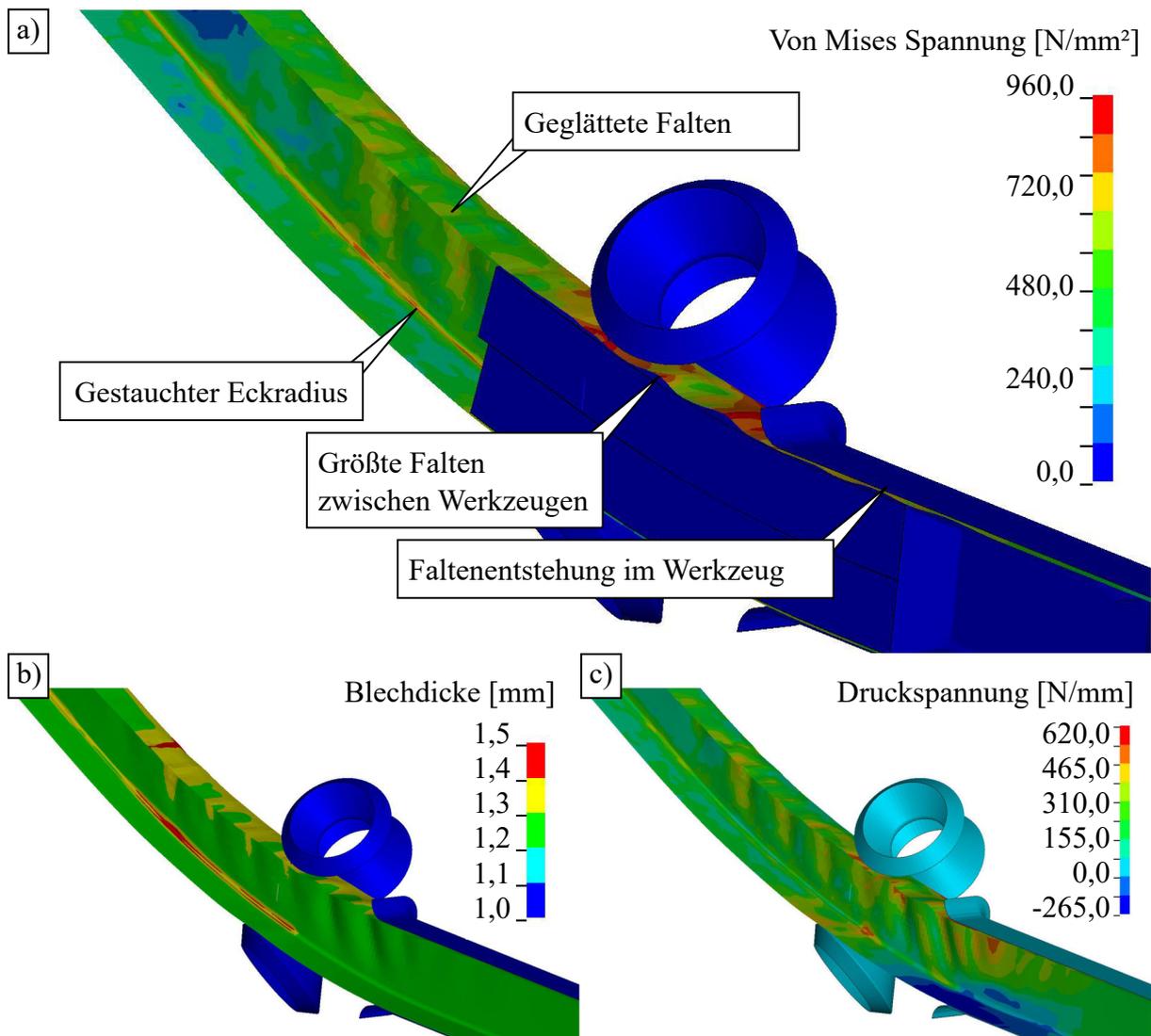


Abbildung 8.6: Halbschnitt der Simulation zur Untersuchung der Bildung und Entwicklung der Falten am Innenbogen bei einer Auslenkung von  $u = 15,20 \text{ mm}$

Abbildung 8.7 zeigt den qualitativen Vergleich eines digitalisierten Versuchsteils mit dem Simulationsergebnis bei einer Auslenkung von  $u = 15,20 \text{ mm}$ . Die Überlagerung beider Geometriedaten ergibt, dass beide Geometrien annähernd deckungsgleich sind. Hinsichtlich des Radius und des Biegewinkels liegt die Simulation im Rahmen der Streuung der Versuche. Damit sind die Annahmen, die invers bestimmten Werte und die Kompensation für diesen Punkt validiert.

Zusätzlich werden die in Tabelle 8.5 genannten Punkte mit Auslenkungen von 11,30 mm und 13,72 mm simuliert. Durch die Faltenbildung am Innenbogen und die Querschnittsdeformation liefern die Auswertemethoden mittels Zylinderfitting sowie durch Querschnittsfitting stark schwankende Ergebnisse. Dabei haben insbesondere die ausgewählten Bereiche für das Fitting einen Einfluss auf das Ergebnis. Deshalb werden die Simulationsergebnisse direkt mit der di-

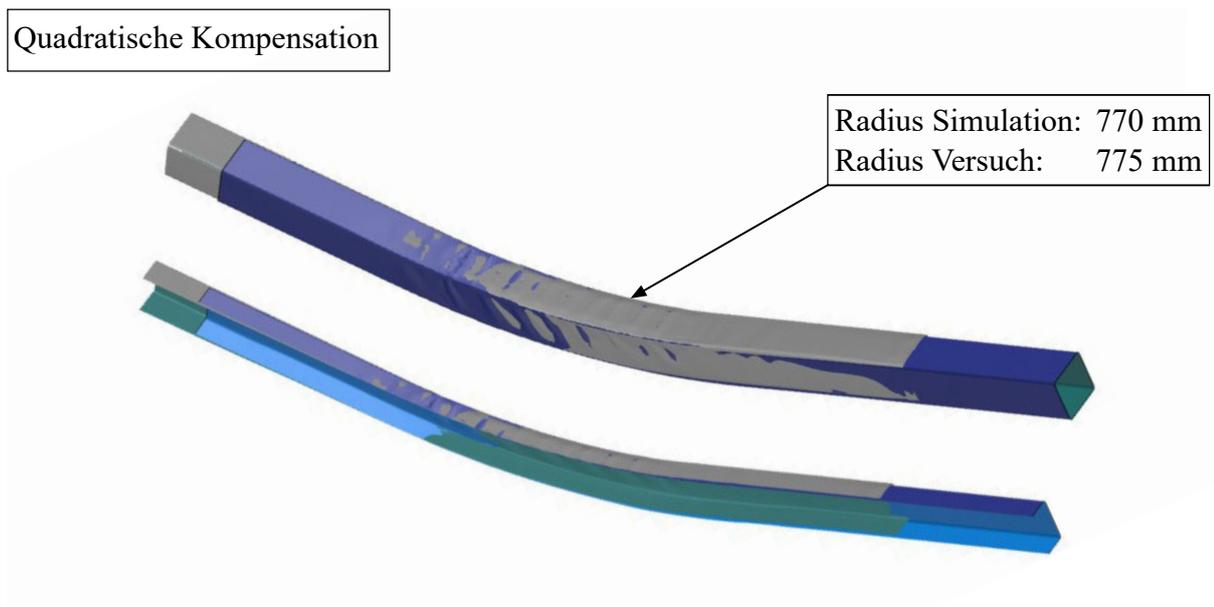


Abbildung 8.7: Vergleich der Geometrie des digitalisierten Versuchsergebnisses (grau) für die Auslenkung von  $u = 15, 20$  mm und dem quadratisch kompensierten Simulationsergebnis (blau) in der Überlagerungsansicht und im Halbschnitt

digitalisierten Versuchsgeometrie gefittet (siehe Kapitel 4). Abbildung 8.8 zeigt die Ergebnisse im Diagramm des ermittelten Prozessfensters mit den Werten der Abweichung des Best-Fits in der GOM Software. Dem dritten Schritt des Modells (siehe Abbildung 7.9) entsprechend wurde abschließend eine Simulation mit einer Auslenkung von 16,7 mm im instabilen Prozessbereich durchgeführt. Das Ergebnis ist ebenfalls in Abbildung 8.8 enthalten. Da in der Simulation kein Bruchkriterium hinterlegt ist, reißt das Profil nicht auf, sondern wird immer weiter zusammengestaucht. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Versuchen und zeigt, dass die Simulation auch im instabilen Prozessbereich gut kalibriert ist. Es eignet sich somit auch, um die Prozessgrenzen risikofrei näher zu untersuchen. Somit ist das aufgebaute Simulationsmodell für den stabilen und den instabilen Bereich validiert. Es wurde gezeigt, dass die Modelle zur Kompensation des elastischen Werkzeugverhaltens sowohl für das bewegte als auch für das feste Werkzeug funktionieren. Die überlagerten Darstellungen der Versuchsergebnisse mit den simulierten Geometrien zeigen eine sehr gute Übereinstimmung. Dies deckt sich mit den Ergebnissen aus Kapitel 7.

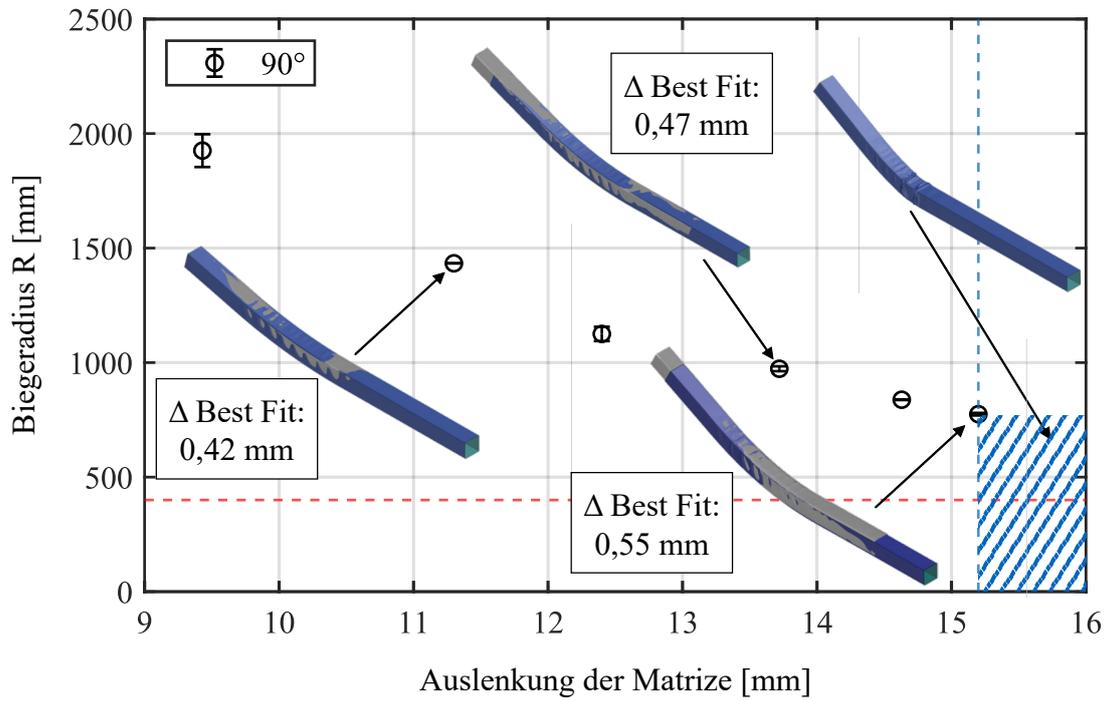


Abbildung 8.8: Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Versuchen der Datenpunkte des Prozessfensters mittels Auswertung der Best Fit Überlagerung des Simulationsergebnisses (blau) und des Versuchs (grau)



# 9 Erweiterung des Prozessfensters

Nach der Vorstellung der Methode zur experimentellen Bestimmung des Prozessfensters eines Halbzeugs zum Freiformbiegen und des Vorgehensmodells zur Erstellung und Validierung einer FEM-Simulation wurden diese in Kapitel 8 an einem Demonstratorbauteil validiert. Dabei wurde gezeigt, dass das Demonstratorbauteil mit den bisherigen Erkenntnissen nicht gefertigt werden kann. Als Hauptursache des Hardlimits des Prozessfensters wurde die mit kleiner werdenden Radien zunehmende Faltenbildung beim Freiformbiegen identifiziert. Um das Hardlimit zu verschieben und das Prozessfenster zu erweitern, müsste die Faltenbildung reduziert werden. Dazu werden im folgenden Kapitel verschiedene Möglichkeiten betrachtet und hinsichtlich der Machbarkeit, bezogen auf das gegebene Demonstratorbauteil mit dem vorliegenden Halbzeug, bewertet. Mittels des in Kapitel 8 validierten Simulationsmodells werden verschiedene Ansätze zur Reduzierung der Falten untersucht. Abschließend zeigen Versuche mit einem neu entwickelten Werkzeug, dass die Erweiterung des Prozessfensters und damit auch die Fertigung des Demonstratorbauteils möglich ist.

## 9.1 Faltenbildung und Ansätze zur Faltenvermeidung an gebogenen Bauteilen

Nach der Definition des Begriffs „Falten“ in der VDI Richtlinie 3431 stellen Falten eine „wellenförmige Abweichung der tatsächlichen von der idealen Profilkontur“ dar. Diese Beschreibung trifft auf die Fehler der Versuchsteile aus Kapitel 8 eindeutig zu. Um die Falten beeinflussen oder vermeiden zu können, muss zunächst die Entstehung am rechteckigen Profil untersucht werden. Dazu wird die Theorie zur Falten- beziehungsweise Beulenbildung nach Klein und Gänsicke (2019) im folgenden Absatz zusammengefasst.

Beim Knicken von Profilstäben bleibt die Querschnittsform erhalten und die Stabachse weicht aus. Beim Profilbeulen hingegen bleiben die Anschlusskanten der Profilwände gerade, nur die Wände beulen aus. Dieser Effekt entsteht durch Abwinkelungen, die wie eine Lagerung wirken und als Knotenlinie für die Beulwellen dienen. Dadurch wird immer eine bestimmte Beulform erzwungen, unabhängig von der Richtung der Abwinkelung des Profils. Es wird zwischen vier Fällen unterschieden, wobei für das geschlossene Profil nur der zweite Fall relevant ist. Die Profilwand ist beidseitig fest eingespannt. In diesem Fall ist die Wellenlänge der Beulung kleiner

als die Breite der Profilwand und die kritische Beulspannung kann mit der Formel 9.1 nach Klein und Gänssicke (2019) berechnet werden. Es ist  $E$  das E-Modul,  $h$  die Breite des Profils und  $t$  die Blechdicke.

$$\sigma_{x_{krit}} \approx 6,3E \cdot \left(\frac{t}{h}\right)^2 \quad (9.1)$$

Die theoretische Beschreibung nach Klein und Gänssicke (2019) bezieht sich dabei auf einen flachen Blechstreifen, der in Längsrichtung an den Kanten eingespannt ist. Profile können demnach aus Einzelstreifen beliebig aufgebaut werden, indem die Einzelstreifen an den Längskanten verbunden werden. Bei den Rechteckprofilen, die im Rahmen dieser Arbeit betrachtet werden, ist die Breite  $h$  des Blechstreifens nicht die Querschnittsbreite des Profils, sondern die Querschnittsbreite abzüglich der Eckradien. Aus der Formel 9.1 können zwei verschiedene Ansätze zur Vermeidung von Beulen abgeleitet werden. Erstens die Reduzierung der Spannung am Bauteil auf einen Wert unterhalb der kritischen Beulspannung und zweitens die Änderung geometrischer Parameter zur Erhöhung der kritischen Beulspannung. Abbildung 9.1 zeigt eine Übersicht von Möglichkeiten, um die beiden Ansätze umzusetzen.

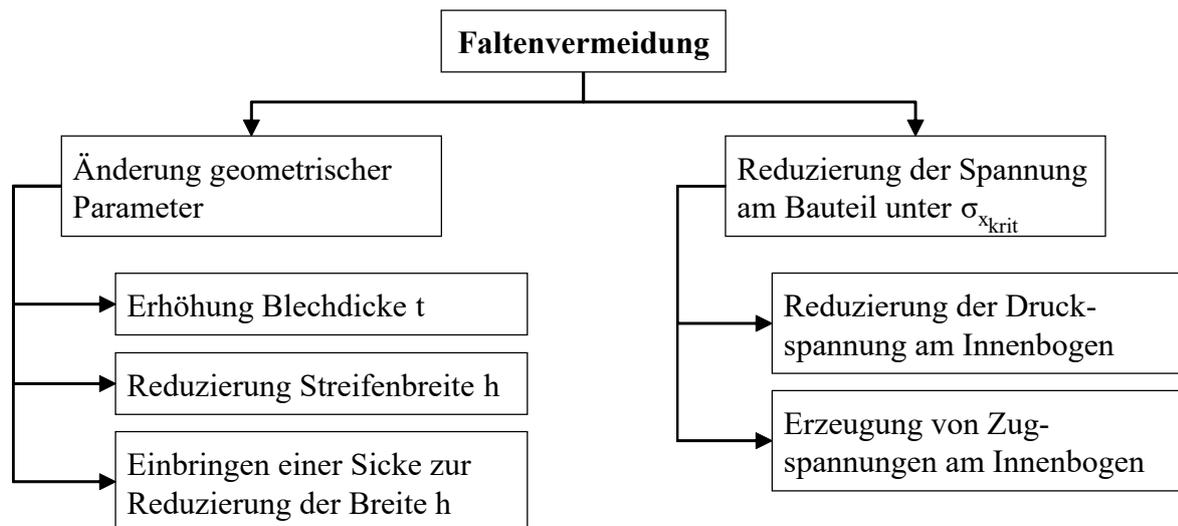


Abbildung 9.1: Ansätze zur Faltenreduzierung respektive -vermeidung

### 9.1.1 Änderung geometrischer Parameter

Die Änderung geometrischer Parameter bedingt die Änderung des Querschnitts und erfordert eine Änderung des Werkzeugsatzes oder Teilen davon. Die Möglichkeiten zur Faltenvermeidung

im rechten Ast der Abbildung 9.1 sind deshalb nicht während des Biegeprozesses beziehungsweise nicht auf ein bereits bestehendes Profil anwendbar. Zur Erhöhung der Blechdicke muss ein anderes Material für die Profilverstellung oder ein anderes Halbzeug verwendet werden, die nachträgliche Änderung der Blechdicke ist nicht möglich. Dabei wird prozessbedingt nicht nur die Blechdicke erhöht, sondern gleichzeitig die Streifenbreite durch größere Eckradien reduziert. Die Streifenbreite  $h$  kann über die Vergrößerung der Eckradien oder die Reduzierung der Profilbreite verändert werden. Wenn die Rechteckform keine Rolle spielt, kann die Streifenbreite auch durch die Erzeugung eines Trapezes verringert werden. Zusätzlich kann die Form des Streifens durch Sicken in Längsrichtung verändert und somit ebenfalls die effektive Streifenbreite reduziert werden. Abbildung 9.2 zeigt schematisch die Änderung des Querschnitts durch einzelne geometrische Parameter. Dabei wird exemplarisch ein quadratischer Querschnitt betrachtet (Es gilt Profilhöhe  $H =$  Profilbreite  $B$ ). Die genannten Möglichkeiten zur Änderung geometrischer Parameter können bei der Bauteil- und Prozessauslegung berücksichtigt werden, jedoch nicht zur Änderung eines bereits vorhandenen Prozessfensters. Da das Halbzeug für den Demonstrator bereits in Kapitel 8 festgelegt ist, sind Änderungen am Querschnitt nicht möglich. Deshalb entfällt der rechte Ast als Möglichkeit für das Demonstratorbauteil.

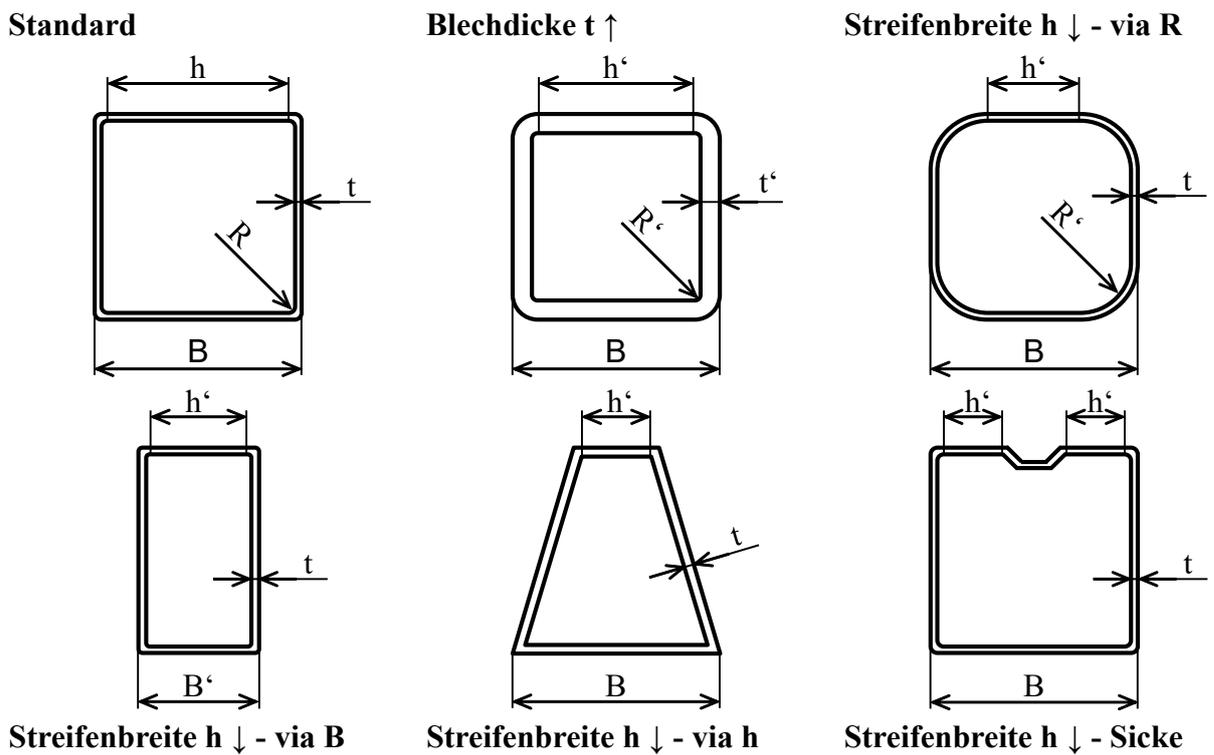


Abbildung 9.2: Ansätze zur Faltenreduzierung durch die Änderung (') geometrischer Parameter und die Auswirkung auf den Querschnitt

## 9.1.2 Reduzierung der Spannung am Bauteil unter die kritische

### Beulspannung $\sigma_{x_{krit}}$

Für die Vermeidung von Falten für ein gegebenes Prozessfenster verbleibt der linke Ast in Abbildung 9.1, mit dem Ziel die Spannung am Bauteil unter die kritische Spannung zu reduzieren. Eine Möglichkeit ist die Reduzierung der Druckspannungen am Innenbogen. Am Profil kann dies durch die Entfernung überschüssigen Materials auf der Innenseite des Bogens umgesetzt werden. Die zweite Möglichkeit der Erzeugung von Zugspannungen am Innenbogen kann über ein neues Werkzeugkonzept realisiert werden.

### Reduzierung der Druckspannungen am Innenbogen durch das gezielte Entfernen von Material

Zur Umsetzung des ersten Ansatzes werden Langlöcher quer zur Profillänge in bestimmten Abständen eingebracht. Durch das Zusammendrücken der Löcher während des Biegens können die Druckspannungen im Vergleich zum durchgehenden Material reduziert werden. Abbildung 9.3 zeigt die Ausgangsteile und die Ergebnisse der Versuche einfacher Bögen in die 90°-Richtung mit zwei verschiedenen gefrästen Lochmustern im Vergleich mit dem Prozessfenster des 50x50-Halbzeugs. Die Benennung der Muster ist so gewählt, dass die erste Zahl die Breite des Langlochs und die zweite Zahl die Abstände der Langlöcher zueinander angibt. Insgesamt wurden je Lochkonfiguration drei Profile gefertigt und drei Auslenkungen angefahren. Für die Versuche wurde der Werkzeugsatz analog zu den Versuchen aus Kapitel 8 verwendet. Durch die scharfen Grate auf der Innenseite des Profils entsteht erheblicher Verschleiß an den Dornfingern des Hybriddorns durch die Abrasion des Dornmaterials. Das Bild des gebogenen Profils zeigt, dass das Zusammendrücken des Langlochs durch das Biegen in den Versuchen funktioniert. Das linke Loch ist noch nicht in der Biegung, während die anderen Löcher im Übergangsbereich und in der Biegung liegen. Die Vermessung der Bauteile zeigt darüber hinaus, dass mit der Auslenkung des bisherigen Softlimits kleinere Radien erzielt werden. Zusätzlich kann mit den gelochten Profilen im bisher instabilen Bereich stabil gearbeitet werden. Die Vergrößerung des Prozessfensters ist somit möglich. Nachteilig sind der hohe Verschleiß des Werkzeugs, der zusätzliche Fertigungsaufwand für die Profile und die Veränderung der Steifigkeit des Bauteils durch die geänderten Halbzeugeigenschaften. Deshalb wird diese Möglichkeit nicht für die Fertigung des Demonstrators weiterverfolgt.

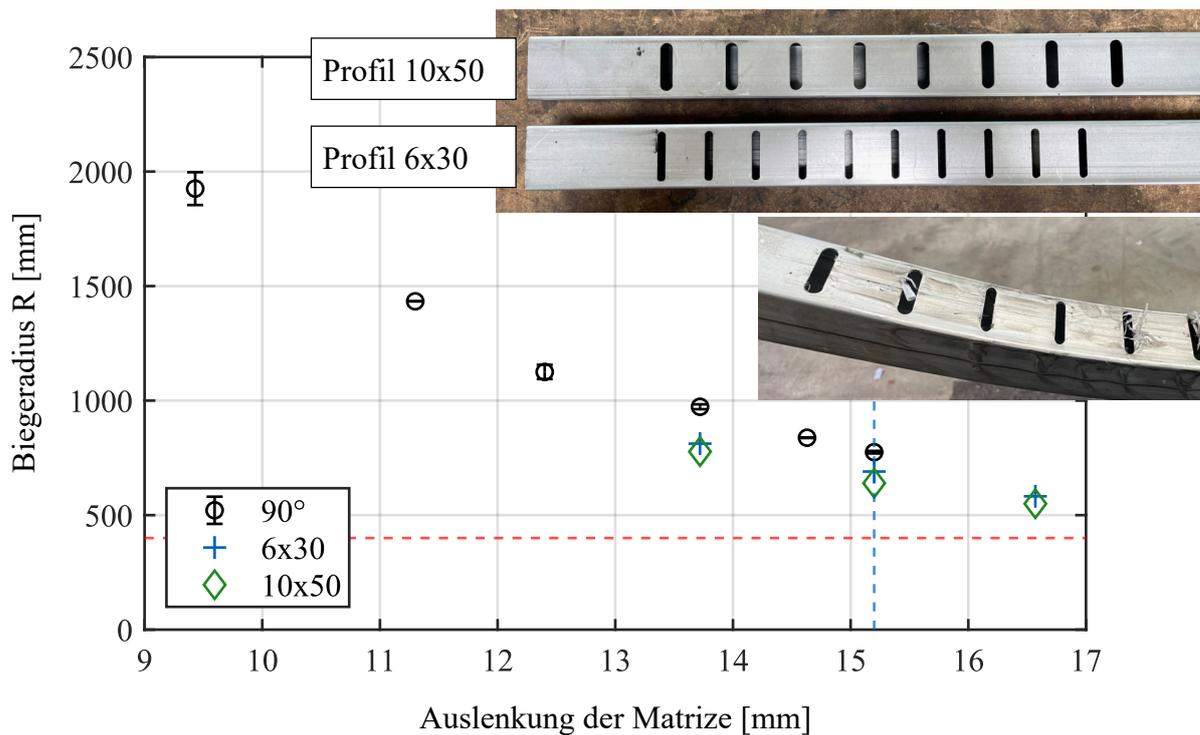


Abbildung 9.3: Ergebnisse der Versuche mit gelochten Profilen zur Reduzierung der Falten am Innenbogen

### Erzeugung von Zugspannungen am Innenbogen durch ein neues Werkzeugkonzept

Bei der zweiten Möglichkeit zur Reduzierung der Spannungen am Innenbogen sollen Zugspannungen am Innenbogen erzeugt werden, die herrschenden Druckspannungen überlagern und in Summe reduzieren. Um diesen theoretischen Ansatz in die Praxis zu überführen, wurde eine Werkzeuggeometrie entwickelt, die mit dem bestehenden Werkzeug durch den Tausch der Führungsschienen verwendet werden kann, ohne dass zusätzliche konstruktive Änderungen erfolgen müssen. Die grundlegende Idee dazu ist die Ausnutzung eines Biegefehlers, der bei anderen Biegeverfahren auftreten kann. Dabei handelt es sich um den Profileinfall anstatt der Falten am Innenbogen. Charakteristisch ist, dass die Profilfläche am Innenbogen quer zur Längsrichtung nach innen gewölbt ist. Dieser Fehler tritt beim Freiformbiegen mit einem Hybriddorn nicht auf, da das Profil durch den Dorn nicht nach innen geformt werden kann. Deshalb bilden sich die Falten in Normalenrichtung der Fläche nach außen aus und stellen ab einer gewissen Größe eine Prozessgrenze dar (siehe Kapitel 6).

Durch eine Änderung der Kontur der Führungselemente am festen Werkzeug und eine Aussparung am Dorn soll der Profileinfall gezielt erzeugt werden. Dazu erhält die Führung eine Wölbung an Stelle der ebenen Fläche mit Auslaufradius. Die Wölbung ist so gestaltet, wie sie

am Profil auftreten soll. Die Wölbung weist einen kontinuierlichen Übergang aus der Ebene der Führungselemente auf. Beim Auslenken der Matrize wird das Profil gegen die entsprechend gewölbten Führungselemente am festen Werkzeug gepresst, während ein kontinuierlicher Vorschub anliegt. Durch eine Nut im Dorn steht der entsprechende Raum für eine Wölbung nach innen zur Verfügung, während die anderen drei Seiten des Profils gleichzeitig von innen abgestützt werden. Dadurch führt die Wölbung zu einer Streckung der Profilfläche an der Innenseite des Bogens und zu Zugspannungen quer zu Vorschubrichtung. Das Funktionsprinzip ist in Abbildung 9.4 dargestellt. Die Schnittansicht zeigt dabei schematisch die Querschnittsverformung durch die Wölbung im Werkzeug. Das Werkzeugkonzept ist so gestaltet, dass keine zusätzlichen Aktivelemente benötigt werden. Die Wölbung am Bauteil wird durch das Andrücken des Profils an das Werkzeug während des Biegens eingebracht. Dabei entsteht eine positive Rückkopplung (Beetz, 2016), wodurch bei größeren Auslenkungen zwar mehr Falten entstehen, aber das Profil gleichzeitig stärker an die Wölbung im Werkzeug gedrückt wird. Somit ist der Gegendruck auf die Falten höher.

Die Nut im Hybriddorn ist 3,5 mm tief, 30 mm breit und 180 mm lang und wird herausgefräst. Die Kunststoffelemente sind 250 mm lang. Das Wölbungsprofil ist 35 mm lang und erreicht am Auslauf eine Tiefe von 3,5 mm. Die Wölbung wird für die ersten Untersuchungen flach gehalten, um die Führungsschienen nicht zu stark zu verändern und deren Betriebsfestigkeit negativ zu beeinflussen.

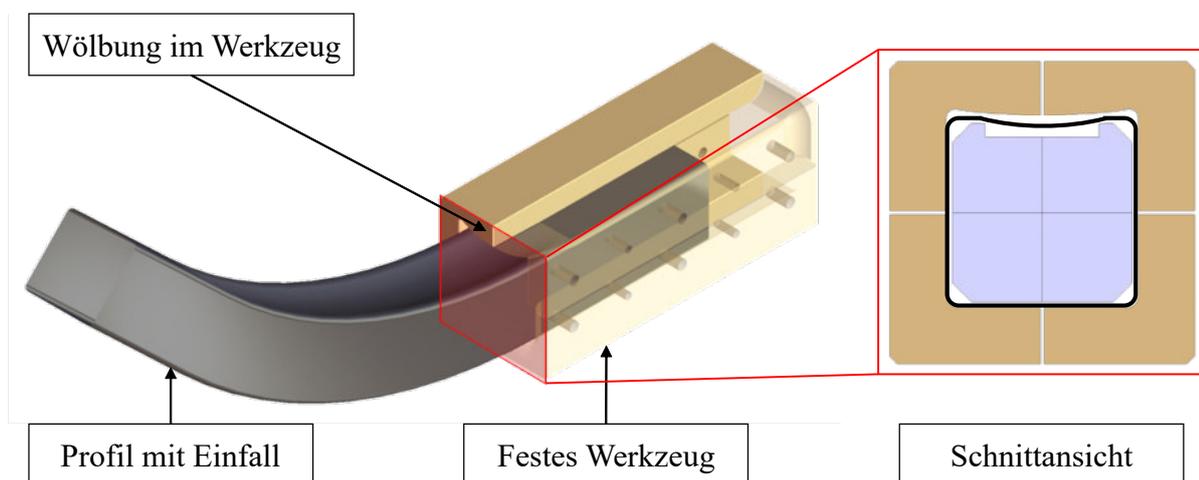


Abbildung 9.4: Darstellung des Funktionsprinzips des gewölbten Werkzeugkonzepts

### 9.1.3 Numerische Voruntersuchung des gewölbten Werkzeugkonzepts

Um die Funktionsweise und die Änderungen am Werkzeug abzusichern, wurde das Konzept aus den CAD-Daten abgeleitet und in das validierte Simulationsmodell aus Kapitel 8 implementiert. Das Simulationsmodell mit dem Standardwerkzeug ist in Abbildung 9.5 im Vergleich mit dem neuen Konzept dargestellt. Zur besseren Übersicht sind das feste Werkzeug (blau), die bewegte Matrize (grün) sowie das Profil (rot) transparent dargestellt. Die beiden Gleitelemente wurden in der vergrößerten Ansicht um die Längsachse um 180° gedreht, um die Wölbung sichtbar zu machen. Für die Kompensation der Durchbiegung des festen Werkzeugs, die Modellierung des Feder-Dämpfer-Systems und die Reibwerte werden die bereits bekannten und validierten Werte aus Kapitel 8 verwendet.

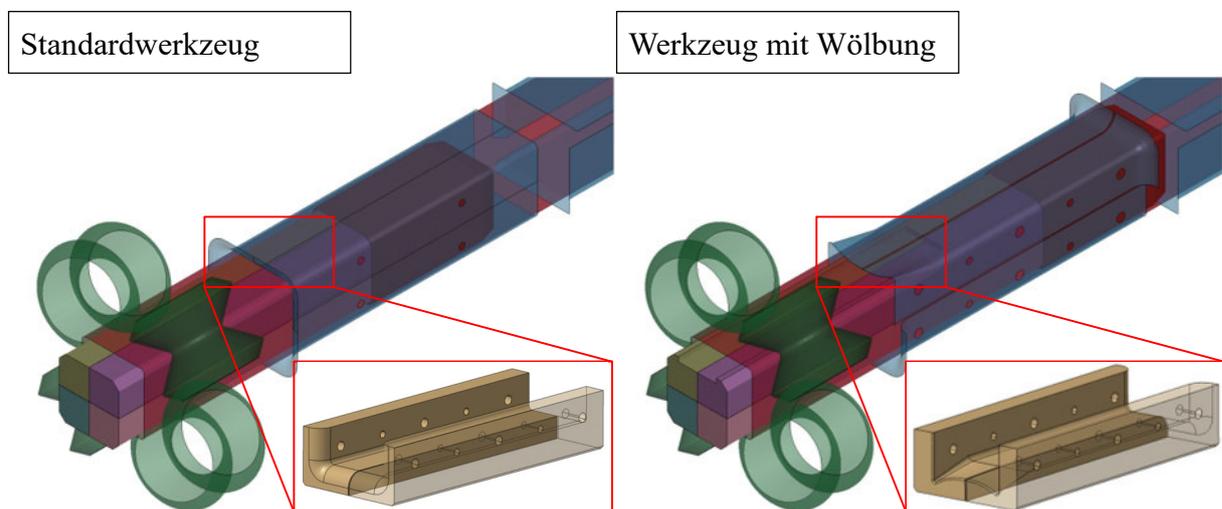


Abbildung 9.5: Vergleich des Standardwerkzeugs mit dem Werkzeug zur Erzeugung der Wölbung am Innenbogen

Die Position des Dorns wird in zwei Varianten untersucht. Der Dorn ist in der Grundstellung so positioniert, dass das Ende der Nut in Vorschubrichtung auf dem Beginn der Wölbung im Werkzeug liegt. Zusätzlich wird eine Position des Dorns untersucht bei der Dorn 15 mm weiter nach hinten gezogen ist, sodass die Nut früher in das gewölbte Werkzeug eingreifen kann.

Bei den numerischen Voruntersuchungen werden verschiedene Auslenkungen der bewegten Matrize simuliert und die Ergebnisse mit dem Standardmodell verglichen. Zunächst werden die bereits bekannten Auslenkungen aus den Versuchen zur Erstellung des Prozessfensters betrachtet. Dies ist der Punkt des definierten Softlimits und der instabile Punkt bei einer Auslenkung von 16,70 mm. Es folgt die Untersuchung von fünf zusätzlichen größeren Auslenkungen. Diese soll zeigen, ob das Werkzeugkonzept in der Lage ist, das Prozessfenster signifikant zu erweitern

oder ob die Grenzen für die Fertigung des Demonstratorbauteils nicht weit genug verschoben werden können. Die Werte der absoluten und der relativen Auslenkungen sind in Tabelle 9.1 zusammengefasst. Da die Durchbiegung nur für die Punkte des ermittelten Prozessfensters gemessen wurde, wird der letzte gemessene Wert für die Punkte im instabilen Bereich verwendet.

*Tabelle 9.1: Untersuchte Auslenkungen der bewegten Matrize im ermittelten Prozessfenster für die numerische Absicherung des gewölbten Werkzeugkonzepts*

$u_{\text{absolut}}$ [mm]	$d_{\text{Durchbiegung}}$ [mm]	$u_{\text{relativ,quad}}$ [mm]	$\Delta u_{\text{quad}}$ [mm]	Bisherige Lage des Datenpunktes
15,20	1,25	12,85	2,35	Softlimit
16,70	1,25	14,35	2,35	Instabiler Bereich
19,70	1,25	17,35	2,35	Instabiler Bereich
22,70	1,25	20,35	2,35	Instabiler Bereich
25,00	1,25	22,65	2,35	Instabiler Bereich
26,50	1,25	24,15	2,35	Instabiler Bereich
28,00	1,25	25,65	2,35	Instabiler Bereich

Die Auswertung der Ergebnisse der numerischen Voruntersuchungen im Bezug auf den erreichten Biegeradius ist in Abbildung 9.6 e) in das u-R-Diagramm des Prozessfensters eingetragen. Die Simulationen des letzten stabilen Punktes der Versuche mit dem Standardwerkzeug (Auslenkung von 15,2 mm) und die Simulation des gewölbten Werkzeugs bei einer Auslenkung von 19,7 mm werden für den Vergleich der Spannungen am Bauteil betrachtet. Für die Auswertung werden in Abbildung 9.6 a) und b) von-Mises-Spannungen verwendet. Das Spannungsbild der Standardwerkzeugsimulation in Abbildung 9.6 a) zeigt deutlich höhere Vergleichsspannungen über die gesamte Fläche des Innenbogens als das Simulationsergebnis des gewölbten Werkzeugs (b). Die Faltenbildung mit dem gewölbten Werkzeug ist wie geplant nach innen gerichtet. Der Vergleich der Druckspannungen zeigt ebenfalls die erwartete Reduzierung durch den Einsatz des gewölbten Werkzeugs (Abbildung 9.6 c) und d)). Die weiteren Simulationen mit größeren Auslenkungen zeigen die gleichen Effekte und es werden Biegeradien erreicht, die den Soll-Radius von 400 mm für das Demonstratorbauteil unterschreiten. Der Vergleich der beiden Positionen des Biegedorns zeigt, dass der Beginn der Nut im Dorn bereits vor dem Beginn der Wölbung positioniert sein soll. Dadurch werden die Falten und die erreichten Biegeradien kleiner.

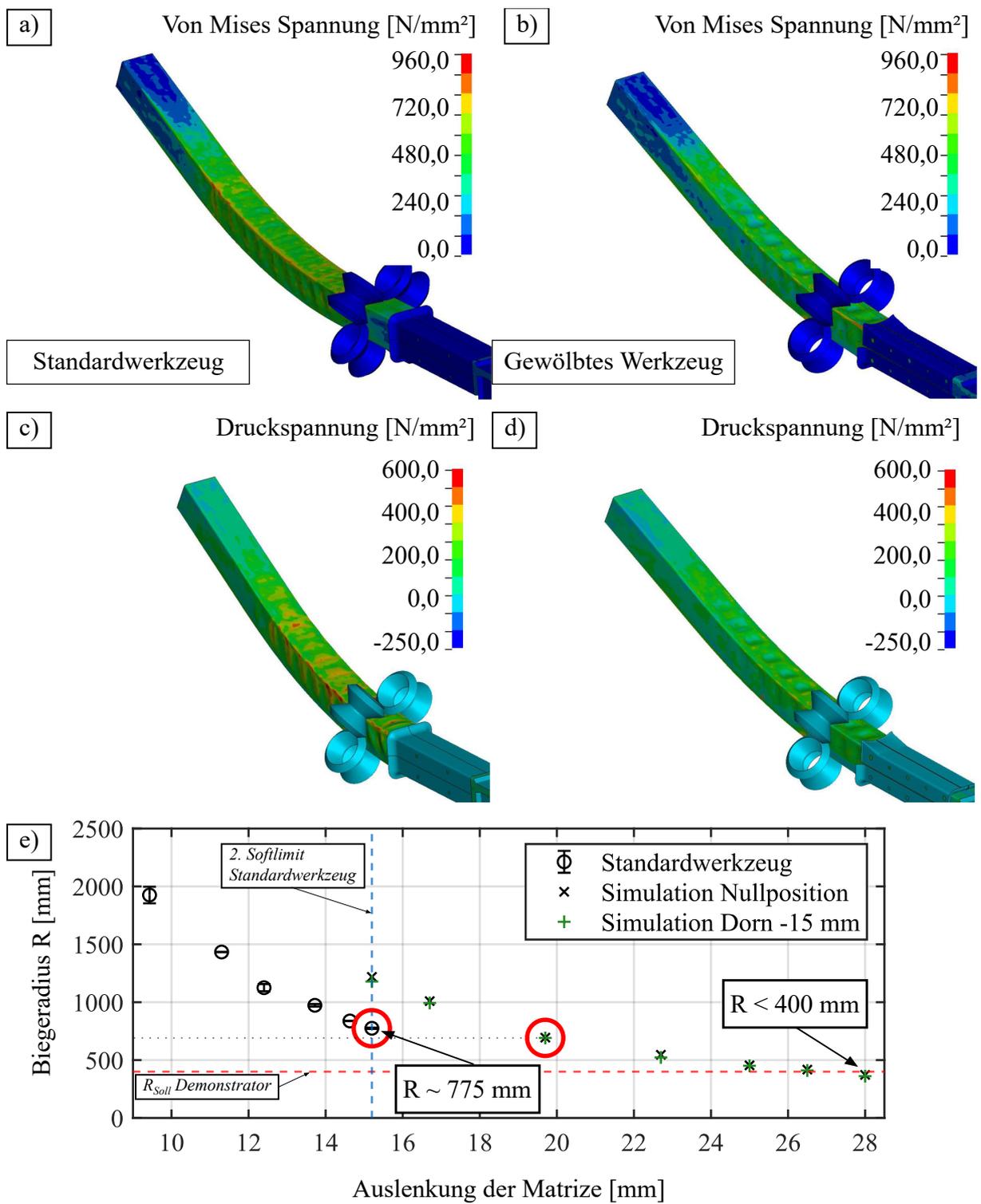


Abbildung 9.6: Ergebnisse der numerischen Voruntersuchung des gewölbten Werkzeugs im Vergleich mit dem experimentell ermittelten Prozessfenster des Standardwerkzeugs

## 9.2 Experimentelle Ermittlung des erweiterten Prozessfensters

Nachdem die virtuelle Untersuchung zeigte, dass das Konzept funktioniert und das Prozessfenster erweitert werden kann, wurden Versuche an der Biegemaschine durchgeführt. Für die reale Umsetzung des Konzepts (siehe Abbildung 9.7) wurden zwei der Gleitelemente nachbearbeitet und der Dorn mit einer Nut versehen. Dies erfolgte nach dem Vorbild des CAD- und Simulationsmodells. Die Gleitelemente wurden manuell nachbearbeitet und der Freiflächenkonstruktion angenähert. Die Durchführung der Versuche erfolgte analog zu den Versuchen in Kapitel 8. Die Schweißnaht ist dabei in der  $0^\circ$ -Richtung positioniert, die Biegungen erfolgen in die  $90^\circ$ -Richtung. Die Dornposition wurde entsprechend der Simulation auf die Position eingestellt, die 15 mm nach hinten gezogen ist.

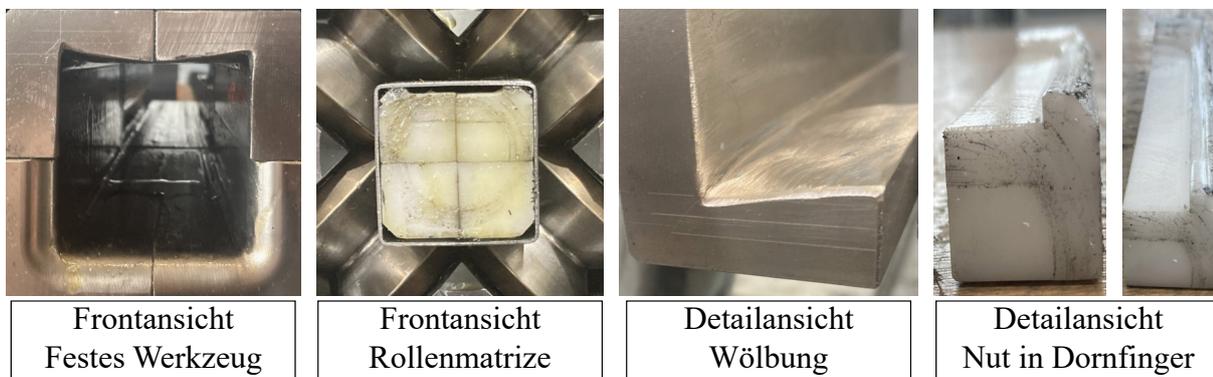


Abbildung 9.7: Frontal- und Detailansichten der geänderten Werkzeugteile im eingebauten Zustand

Für die Versuche zur Ermittlung des Prozessfensters des gewölbten Werkzeugkonzepts wurde auf die Spreizung der Werte der Auslenkung mittels dem Renard-Ansatz verzichtet. Stattdessen wird in kleineren Schritten vorgegangen, da der zu untersuchende Bereich im ermittelten Prozessfenster im instabilen oder nicht nutzbaren Bereich liegt. Die ausgewerteten Versuche sind in Abbildung 9.8 in das u-R-Diagramm eingetragen. Die Versuchsergebnisse zeigen mehrere Aspekte auf, wie der Prozess durch das gewölbte Werkzeugkonzept verbessert werden kann. In Abbildung 9.8 sind ebenfalls die digitalisierten Versuchsteile abgebildet, die einen fast gleichen Radius von annähernd 780 mm aufweisen. Links ist das Versuchsteil, das mit dem Standardwerkzeugsatz gebogen wurde. Es weist deutliche Wellen auf der Profilinnenseite sowie auf den Seitenflächen auf. Rechts ist das Versuchsbauteil abgebildet, das mit dem gewölbten Versuchswerkzeug gefertigt wurde. Dieses weist insgesamt kaum sichtbare Wellen auf. Allerdings ist der Profileinfall deutlich kleiner, als zu Anfang angenommen. Dies ist auf die flache Kontur der Wölbung zurückzuführen.

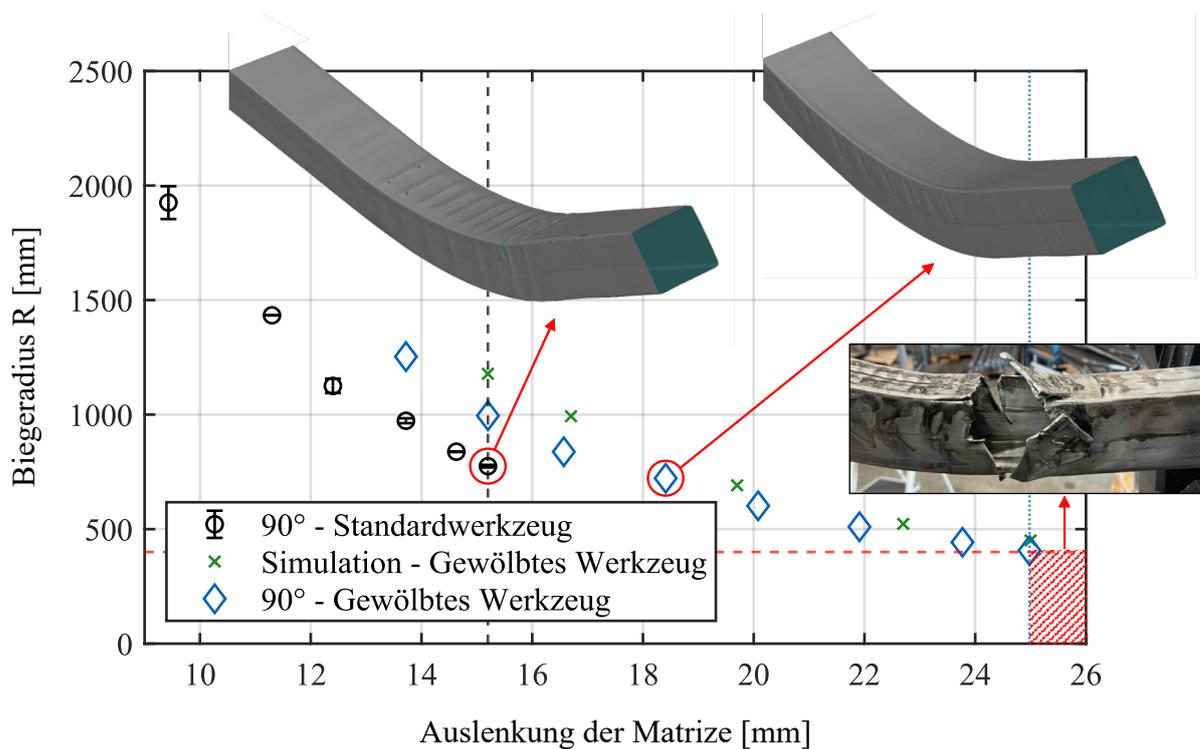


Abbildung 9.8: Experimentell ermitteltes Prozessfenster des gewölbten Werkzeugkonzepts im Vergleich mit dem Standardwerkzeugkonzept

Im Vergleich der beiden Datensätze der Werkzeuge sind mit dem gewölbten Werkzeugkonzept für gleiche Radien größere Auslenkungen nötig. Gleichzeitig erstreckt sich das Prozessfenster über einen größeren Auslenkungsbereich. Hinsichtlich der Grenzen kann das neue Softlimit bei einer Auslenkung von 25 mm definiert werden (zuvor 15,2 mm, siehe Kapitel 8), bei größeren Auslenkungen läuft der Prozess instabil. Als Hauptfehler im instabilen Bereich konnte das Aufreißen des Profils entlang der Eckradien im Innenbogen identifiziert werden. Dabei kommt es zum Materialstau und das Profil wird weiter aufgerissen. Der Fehler tritt im Diagramm rechts vom Softlimit zunächst stochastisch und mit zunehmender Auslenkung regelmäßig auf. Dieses Verhalten ist auf die natürliche Inhomogenität des Materials zurückzuführen.

Als weiteres Kriterium zur Auswertung der Versuche wird die Faltenbildung am jeweiligen Softlimit herangezogen. Dazu werden am digitalisierten Versuchsteil der Radius und der Biegewinkel ausgewertet und als ideales CAD-Teil nachmodelliert. Dieses Idealteil kann mit dem Versuchsergebnis überlagert werden, um die geometrischen Abweichungen (Faltenbildung, Querschnittsdeformation, etc.) messen und darstellen zu können. Dafür eignet sich ein Falschfarbenbild. Im Vergleich der Versuchsteile am jeweiligen Softlimit des verwendeten Werkzeugkonzepts (siehe Abbildung 9.9) sind die Unterschiede hervorgehoben. Während die Falten beim Standardwerkzeug überwiegend nach außen und leicht nach innen gebildet werden, sind die Falten

beim gewölbten Werkzeug alle nach innen ausgebildet. Dabei ist der Unterschied des Betrags zwischen Maximum und Minimum der Falten bei beiden Konzepten vergleichbar groß. Das Falschfarbenbild zeigt bei den Versuchen mit gewölbtem Werkzeug, dass eine leichte Torsion des Profils entstanden ist. Dies kann auf die nicht exakte Symmetrie der manuell gefertigten Prototypenwerkzeuge zurückgeführt werden. Weiterhin entstehen beim gewölbten Werkzeug mehr und kleinere Falten als beim Standardwerkzeug sowie geringere Deformationen an den Eckradien am Innenbogen.

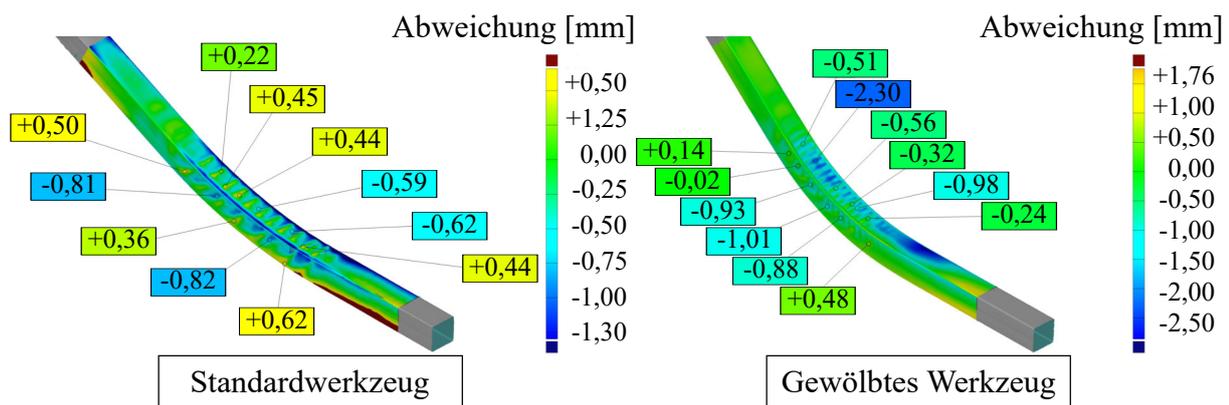


Abbildung 9.9: Vergleich der Faltenbildung am Softlimit des Werkzeugkonzepts

Um die Funktionsweise des Werkzeugkonzepts zu validieren, wurden mit dem gewölbten Werkzeugkonzept zusätzliche Versuche mit drei verschiedenen Halbzeugen durchgeführt. Dabei handelt es sich um ein 50x50x1,5 mm Profil aus DP780 Dualphasenstahl, ein 50x50x2 mm Profil aus S700 Feinkornstahl und ein 60x60x1,5 mm Profil aus kaltgewalzten, mikrolegierten Stahl HC500LA (siehe Kapitel 5). Für das 60x60 mm Profil wurden zusätzlich die Führungselemente im festen Werkzeug nach dem Vorbild der 50x50-Elemente angepasst. Zum Biegen des 60x60-Profils wird eine eigene Matrize mit zwei Rollen und zwei Gleitbacken sowie eigene Peripheriebaugruppen verwendet. Das feste Werkzeug der 50x50-Profile ist modular aufgebaut, sodass ein Austausch der Gleitführungen die Nutzung mit 60x60-Profilen ermöglicht.

Alle drei Halbzeuge weisen eine größere Schweißnaht auf, als das Demonstratorhalbzeug (siehe Abbildung 5.2 auf Seite 47), die bei keinem der Profile auf der Innenseite abgetragen wurde. Die Ergebnisse der Zugversuche zeigen ein deutlich unterschiedliches Verhalten der Proben mit und ohne Schweißnaht (siehe Abbildung 5.6 auf Seite 51). Die Härtemessungen am Querschnitt zeigen für alle drei Halbzeuge jeweils eine deutliche Erhöhung der Härte über den Verlauf der Schweißnaht (siehe Anhang E.1). Die beiden 50x50 mm Profile zeigen keine ausgeprägte Erhöhung der Härte im Eckbereich, im Gegensatz zum 60x60 mm Profil. Insgesamt ist nach der Auswertung der Halbzeuge bei allen Profilen ein anisotropes Materialverhalten zu erwarten, das

hauptsächlich durch die Schweißnaht beeinflusst wird. Die Untersuchungen mit dem gewölbten Werkzeug werden in die 90°-Richtung durchgeführt, um die Ergebnisse mit dem Demonstratorhalbzeug vergleichen zu können. Die Schweißnaht ist deshalb bei allen Versuchen in der 0°-Richtung positioniert, um sie möglichst nah zur neutralen Faser verlaufen zu lassen und den Einfluss gering zu halten.

Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 9.10 in das u-R-Diagramm eingetragen. Die Werte der Versuche mit dem Standardwerkzeug sind als Kreise dargestellt, die der Versuche mit dem gewölbten Werkzeug als ausgefüllte Rauten. Die Auswirkung der Wölbung des Werkzeugs auf die Veränderung der u-R-Kurve ist bei den untersuchten Halbzeugen jeweils unterschiedlich stark ausgeprägt. Dies deutet darauf hin, dass es Zusammenhänge zwischen der Wölbungsform des Werkzeugs und dem Querschnitt bzw. dem Werkstoff des Halbzeugs gibt.

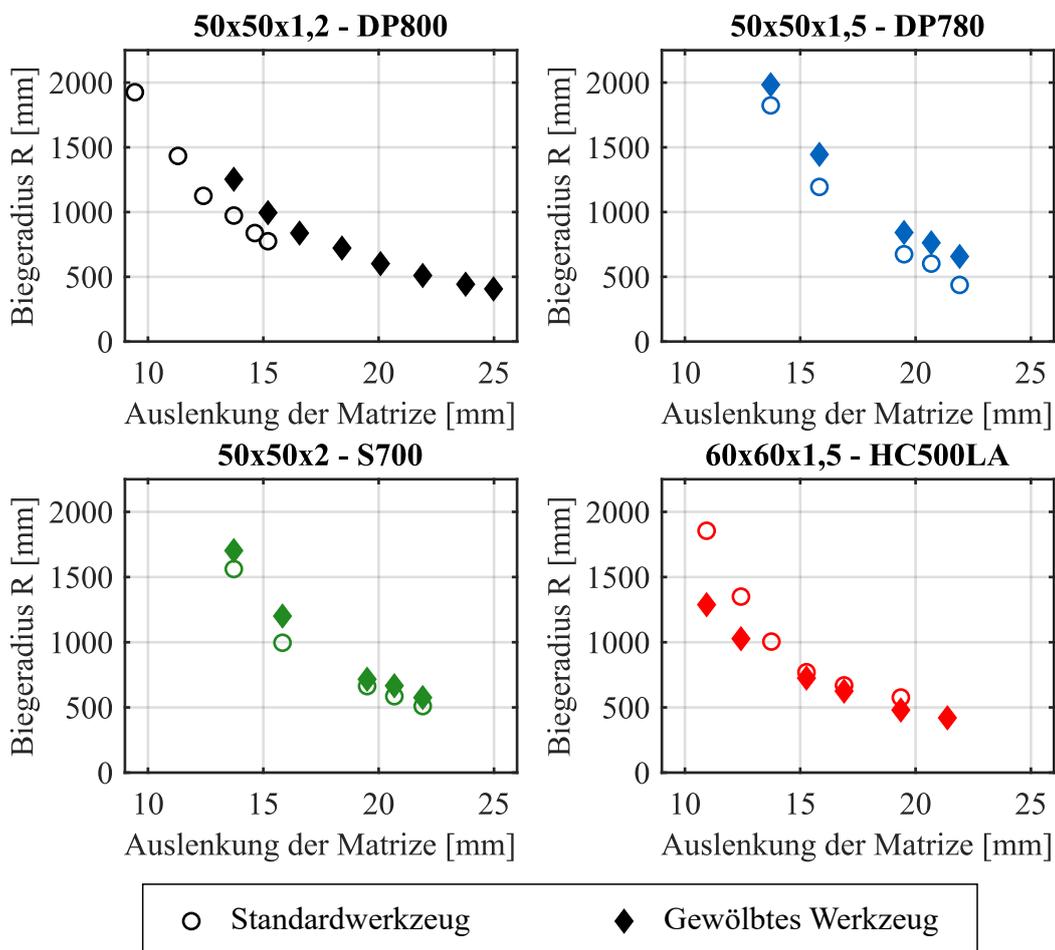


Abbildung 9.10: Übersicht der Versuchsergebnisse zur Validierung des gewölbten Werkzeugkonzepts für verschiedene Halbzeuge im Vergleich mit dem Standardwerkzeug

In Abbildung 9.11 sind die digitalisierten Ergebnisse der Versuche mit dem Standardwerkzeug und dem gewölbten Werkzeug bei der größten angefahrenen Auslenkung für die 50x50 mm Profile aus DP780 und S700 dargestellt. Bei den Profilen aus DP780 tritt beim Standardwerkzeug bei der größten angefahrenen Auslenkung bereits ein Versagen des Profils auf, bei der gleichen Auslenkung mit dem gewölbten Werkzeug nicht. Dieses Versagen ist in Form des Zusammenstülpens des Profils an der letzten Falte zu erkennen, wodurch das Profil geknickt wird. Der Versuch wurde an dieser Stelle abgebrochen, um Schäden an den Werkzeugen zu verhindern. Das Profil aus S700 zeigt bei gleicher Auslenkung noch keine Falten am Innenbogen, wenn das gewölbte Werkzeug statt dem Standardwerkzeug verwendet wird. Wie in Abbildung 9.10 dargestellt ist, ist der Radius dabei fast gleich mit dem Ergebnis des Standardwerkzeugs. Insgesamt ist im Vergleich mit den Standardwerkzeugen der Beginn der Faltenbildung bei allen 50x50 mm Halbzeugen effektiv verschoben und tritt erst bei kleineren Radien auf. Mit zunehmender Wandstärke, bei gleichen Außenmaßen des Profils, entstehen zudem kleinere Falten.

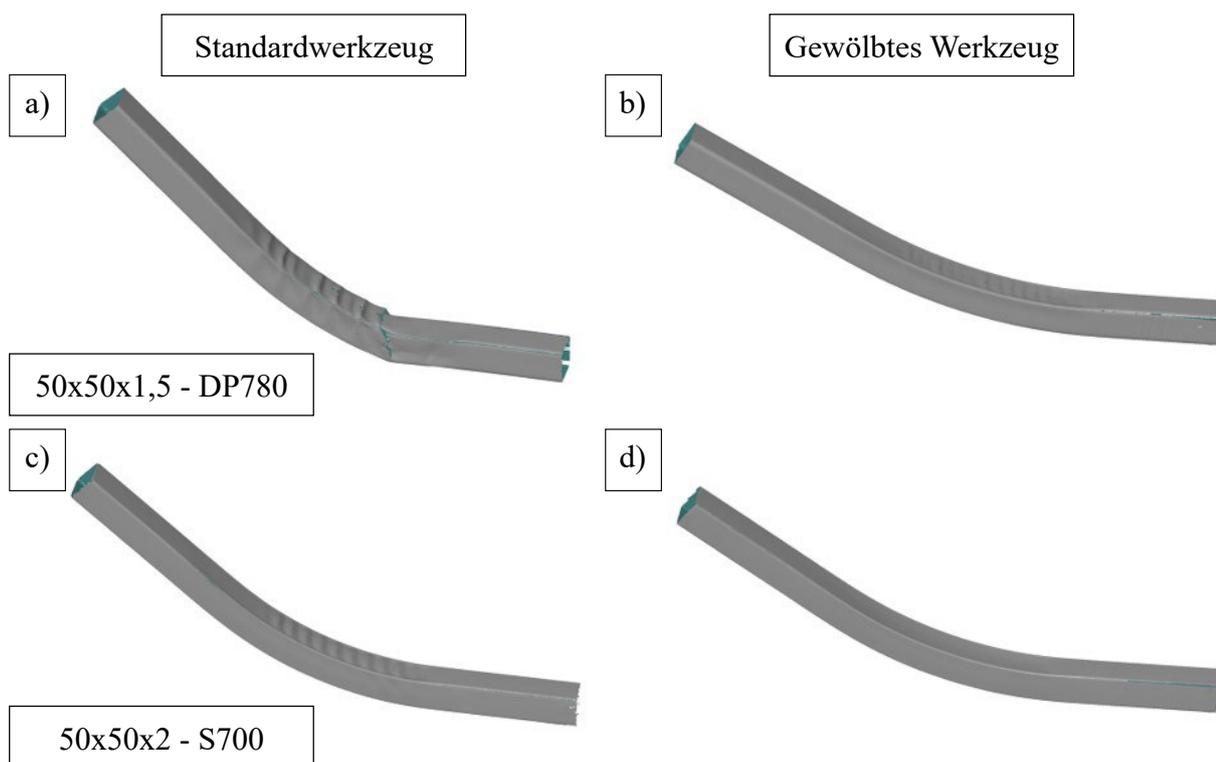


Abbildung 9.11: Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Standardwerkzeug und dem gewölbten Werkzeug bei der größten angefahrenen Auslenkung für die 50x50 mm Profile aus DP780 (a,b) und S700 (c,d)

Durch die Versuche mit dem 60x60x1,5 mm Profil kann gezeigt werden, dass das Konzept auch für größere Querschnitte geeignet ist. Dabei tritt eine Besonderheit auf, da im Vergleich mit

den anderen Halbzeugen der Verlauf des Standardwerkzeugs über dem Verlauf des gewölbten Werkzeugs liegt und nicht umgekehrt, wie bei den anderen Halbzeugen (siehe Abbildung 9.10). Der Effekt kann auf die Verwendung einer anderen Kombination aus Wölbungsform und Halbzeug zurückgeführt werden, ähnlich dem Unterschied bei den 50x50 mm Halbzeugen. Auch beim 60x60x1,5 mm Profil versagt das Profil am Punkt der größten Auslenkung bei Verwendung des Standardwerkzeugs. Dabei werden die Falten an Seitenflächen des Profils zu groß und infolgedessen abgeschert. Dies ist in Abbildung 9.12 dargestellt. Die Versuche mit dem gewölbten Werkzeug zeigen auch hier, dass das Biegen mit dieser Auslenkung möglich ist. Bei allen Halbzeugen ist das Ergebnis eindeutig und das Prozessfenster wird für alle untersuchten Halbzeuge erfolgreich erweitert. Die Hypothese, dass die Faltenbildung am Bauteil durch das Werkzeugdesign beeinflusst und dadurch das Prozessfenster vergrößert werden kann, ist somit bestätigt.

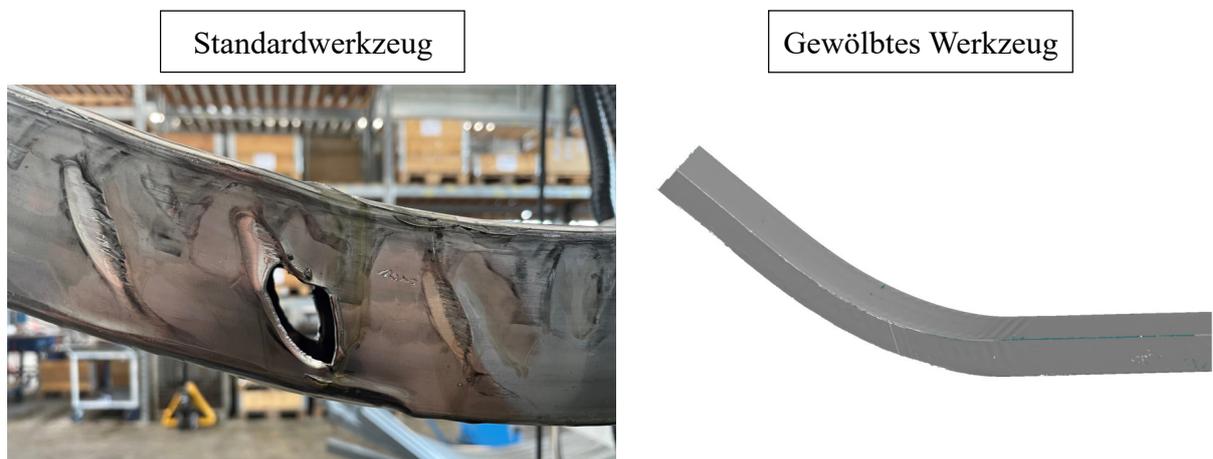


Abbildung 9.12: Vergleich des Versuchsergebnisses mit dem Standardwerkzeug und dem gewölbten Werkzeug bei der größten angefahrenen Auslenkung für das 60x60 mm Profil

### 9.3 Fertigung und Auswertung einer Kleinserie des Demonstratorbauteils

Die Funktion des entwickelten Werkzeugkonzepts zur Reduzierung der Faltenbildung und zur Erweiterung des Prozessfensters wurde numerisch voruntersucht und experimentell validiert. Das theoretisch angestrebte Verhalten konnte zum Teil bestätigt werden, da die Faltenbildung nicht vollständig unterdrückt werden konnte und der angestrebte Profileinfall nur bis zu einer bestimmten Auslenkung auftritt. Das Prozessfenster konnte dennoch erfolgreich erweitert werden. Da der Zielradius für das Demonstratorbauteil am Softlimit und damit im stabilen Bereich

liegt, wird im folgenden Abschnitt eine Kleinserie von dreißig Demonstratorbauteilen gefertigt und ausgewertet. Das Demonstratorbauteil ist in Abbildung 8.1 (siehe Seite 84) abgebildet. Für die Auswertung wird eine Nomenklatur festgelegt. *Biegung 1* liegt zwischen den Punkten 2 und 3, der Spline zwischen den Punkten 4 und 5 und *Biegung 2* zwischen den Punkten 6 und 7. Der Öffnungswinkel des Bauteils wird über den ersten Schenkel zwischen den Punkten 1 und 2 und den letzten Schenkel zwischen den Punkte 7 und 8 gebildet. Die Koordinaten der Punkte auf der Biegelinie sind in der alternativen Biegetabelle 8.2 auf Seite 85 festgelegt.

Mittels der Daten des CAD-Bauteils, der Biegelinie und des Prozessfensters bei Verwendung des gewölbten Werkzeugs kann das Bauteil an der Freiformbiegeanlage gefertigt werden. Die ermittelten Streuungen des Materials und des Prozessfensters wirken sich auch auf das Biegeergebnis aus. In Abbildung 9.13 ist ein Vergleich eines vermessenen Bauteils mit den CAD-Daten dargestellt. Das Falschfarbenbild zeigt die Abweichungen der Flächen. Die Überlagerung des digitalisierten Versuchsteils mit dem CAD-Modell des Bauteils zeigt einen geringen Winkelfehler an *Biegung 2* rechts im Bild. Diese Abweichung kann durch Prozess- oder Materialschwankungen entstehen, die nicht quantifizierbar sind. Auf eine Kompensation des folgenden Bauteils wird verzichtet, da das Ergebnis nicht sicher prognostiziert werden kann. Über die gesamte Kleinserie hinweg wird deshalb für jedes Teil der identische Maschinencode verwendet.

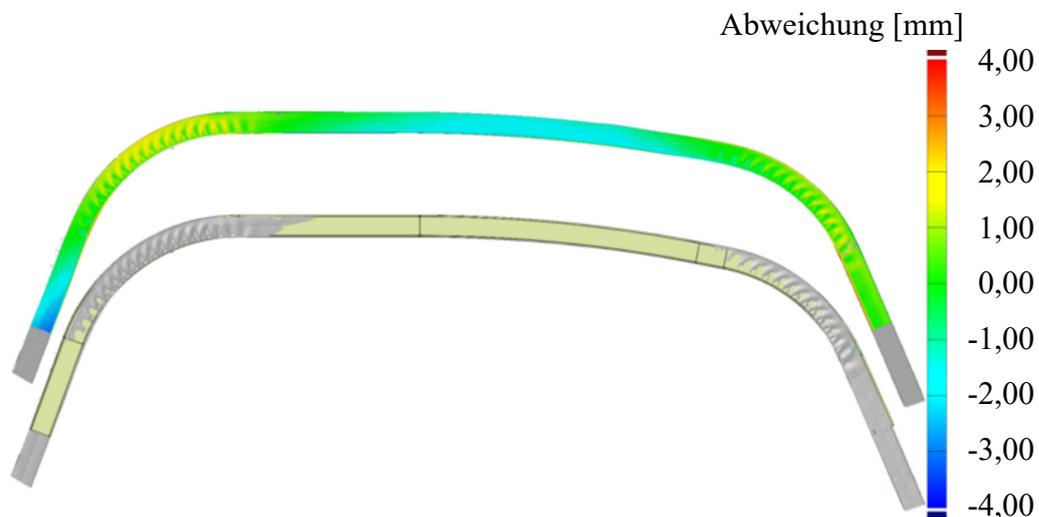
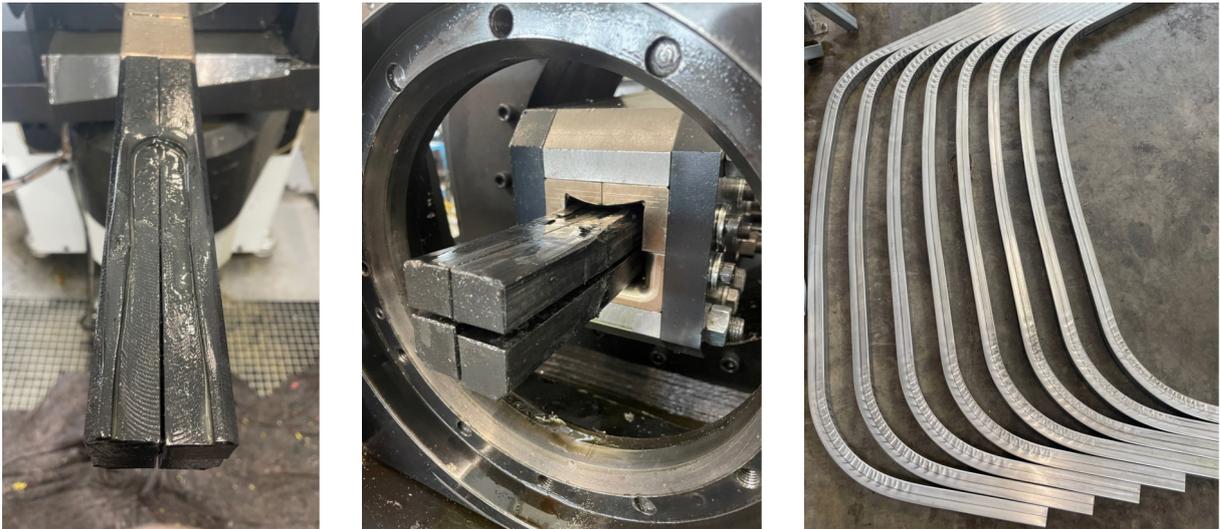


Abbildung 9.13: Soll-Ist-Vergleich des Demonstratorbauteils als Falschfarbenbild (oben) und Überlagerung der Messdaten (grau) mit dem CAD-Bauteil (gelb) (unten)

Der Prototyp des Hybriddorns für das gewölbte Werkzeugkonzept unterliegt in der verwendeten Version einem hohem Verschleiß. Dabei wirken auf die Ränder entlang der Nut mit jeder Biegung plastische Deformation und Abrasion (siehe Abbildung 9.14 links und mittig), bis die Nut nicht

mehr vorhanden ist. Die Stützwirkung des Dorns wird bei zu starkem Verschleiß reduziert und es kommt in Folge dessen zu stärkerer Faltenbildung und zum Versagen des Profils. Im Rahmen der Kleinserie wurden die Dornfinger mit der Nut zweimal ausgetauscht. Die Standzeit des ersten Satzes erstreckt sich über die gesamten Vorversuche und zwölf Demonstratorteile, der zweite Satz versagte nach acht Demonstratorteilen und der dritte Satz kann weiterhin verwendet werden.



*Abbildung 9.14: Verschleiß des Hybriddorns durch plastische Verformung (links) und Abrasion (mittig) während der Fertigung der Kleinserie des Demonstrators (rechts)*

Für die Auswertung werden als messbare Kriterien die Winkel der einzelnen Biegungen, der Schenkelwinkel des Splines sowie der Öffnungswinkel des gesamten Bauteils definiert. Die arithmetischen Mittelwerte mit Standardabweichung des Öffnungswinkels und der Biegewinkel der Kleinserie sind in Tabelle 9.2 zusammengefasst. Dabei werden die Werte innerhalb der Versuchsserie eines Dorns sowie gesamt betrachtet. Innerhalb der Dornunterscheidung weist *Dorn 1* über alle Segmente hinweg die kleinste Standardabweichung auf. Weiterhin zeigt die Auswertung, dass der Austausch und Verschleiß der beiden Dornfinger auf der Bogeninnenseite einen direkten Einfluss auf das Biegeergebnis hat, wobei die Werte innerhalb eines Dornes wenig Streuung aufweisen. Die Kenntnis der vorhandenen Streuung innerhalb einer Konfiguration und der Abweichung zwischen verschiedenen Konfigurationen der Kleinserie kann als Ansatzpunkt für Kompensations- und Prozessregelungsstrategien im Serienprozess verwendet werden. Eine Kompensation von Abweichungen von Bauteil zu Bauteil ist für den Serienprozess nicht empfehlenswert, da das Messen und Vergleichen einer Größe keine Aussage ermöglicht, wie die Daten in der Normalenverteilung der Serie liegen. Da die Standardabweichungen bezüglich einer Auswertungsgröße zwischen den unterschiedlichen Teilsereien vergleichbar sind,

ist die Kompensation basierend auf dem arithmetischen Mittel eine Möglichkeit, um auf Abweichungen im Prozess zu reagieren. Dies ist erst möglich, wenn die Verteilung der Ergebnisse mehrerer aufeinander folgender Bauteile bekannt ist und entspricht auch der Herangehensweise zur experimentellen Bestimmung des Prozessfensters, bei der mehrere Bögen gefertigt werden.

Tabelle 9.2: Arithmetische Mittelwerte mit Standardabweichung  $\sigma$  des Öffnungswinkels und der Biegewinkel der Kleinserie je verwendeten Biegedorn und gesamt in Grad [°]

Profil Segment	Soll [°]	Dorn 1		Dorn 2		Dorn 3		Gesamt	
		Ist	$\sigma$	Ist	$\sigma$	Ist	$\sigma$	Ist	$\sigma$
Öffnung	43,93	45,03	0,32	42,57	0,82	44,99	0,65	44,36	1,24
Biegung 1	70,00	68,43	0,29	69,98	0,62	68,54	0,50	68,88	0,82
Spline	11,07	9,14	0,28	9,49	0,38	9,96	0,39	9,51	0,49
Biegung 2	55,00	57,42	0,34	57,86	0,39	56,53	0,54	57,24	0,68

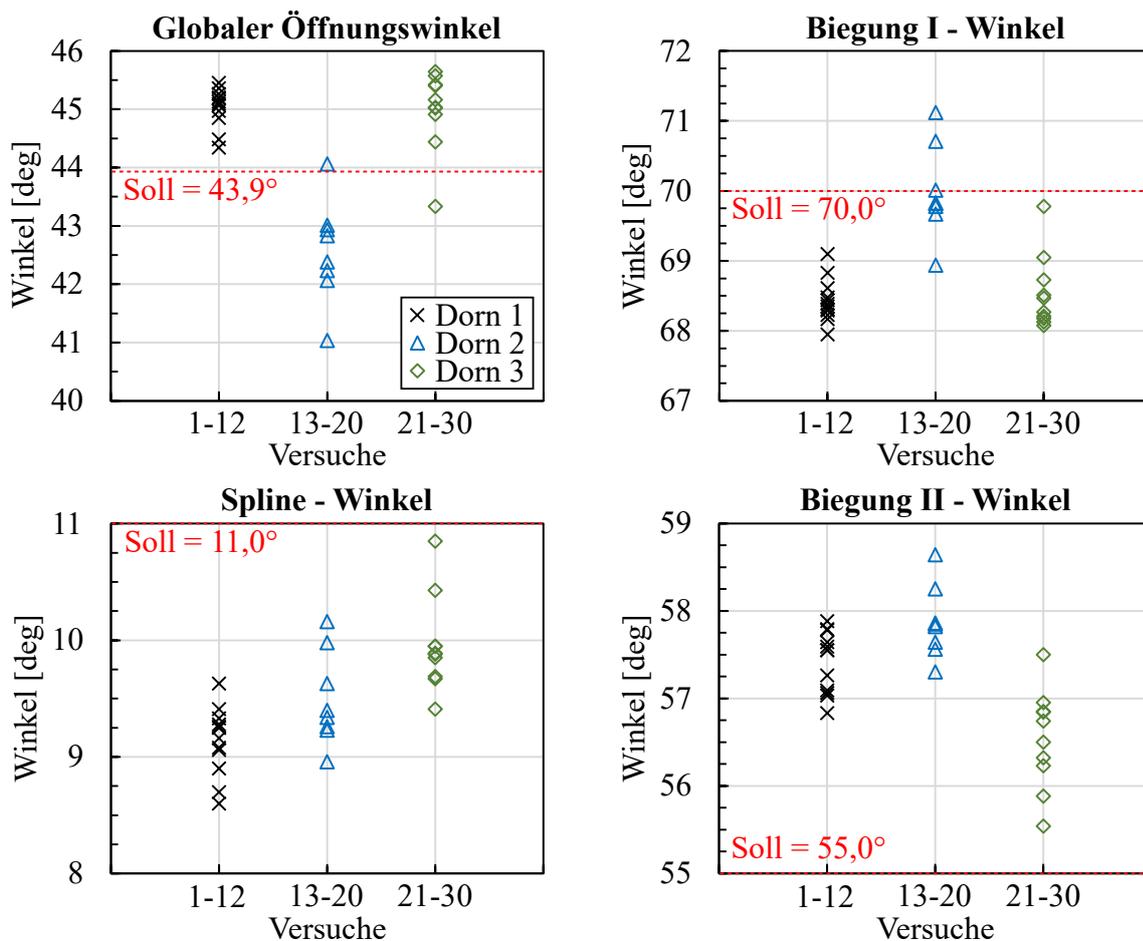


Abbildung 9.15: Verteilung der Ist-Werte der Biegewinkel am Demonstratorbauteil

# 10 Zusammenfassung und Ausblick

Freiformbiegen mit bewegter Matrize bietet viele Freiheitsgrade hinsichtlich der Produktgestaltung und Prozessführung. Um diese Freiheitsgrade nutzen zu können ist ein tiefgreifendes Prozessverständnis notwendig. In den vorstehenden Untersuchungen wurde das Freiformbiegen von rechteckigen Stahlprofilen untersucht, numerisch modelliert und Möglichkeiten zur Erweiterung des Prozessfensters durch die gezielte Beeinflussung der Faltenbildung vorgestellt. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Vorgehensmodelle und Methoden für das Freiformbiegen mit bewegter Matrize entwickelt und gezeigt, die den Entwicklungs- und Umsetzungsprozess von freiformgebogenen Bauteilen effizient gestalten sollen.

## 10.1 Zusammenfassung

Die Aufarbeitung des Stands der Technik zeigte, dass umfangreiches Wissen zum RZB und zum Freiformbiegen mit unterschiedlichen Verfahren wie dem DRSB oder dem TSS-Biegen vorhanden ist. Das Freiformbiegen mit bewegter Matrize ist, trotz zunehmender Forschungstätigkeiten in den letzten Jahren, eher ein Nischenthema. Die überwiegende Anzahl der Untersuchungen wurde darüber hinaus mit Rundrohren durchgeführt. Hinsichtlich dünnwandiger, rechteckiger Stahlprofile und deren Anwendung sowie Grenzen beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize und mehr als drei Freiheitsgraden fehlen Methoden und Modelle zur Prozessbeschreibung und -auslegung. Diese sind notwendig, um gewünschte Bauteile im industriellen Umfeld mit einem unbekanntem Halbzeug effizient zu entwickeln und zu fertigen. Basierend auf diesen Erkenntnissen wurden drei Forschungshypothesen aufgestellt:

1. Bekannte Methoden und Modelle zur Erstellung des Prozessfensters zum Freiformbiegen von Rundrohren sind auf Rechteckprofile übertragbar, können wegen des nicht kreisrunden Halbzeugs und den anisotropen Halbzeugeigenschaften jedoch nicht omnidirektional verwendet werden.
2. Das elastische Werkzeugverhalten beeinflusst den Prozess maßgeblich und muss in den numerischen Modellen berücksichtigt werden.
3. Die Faltenbildung an rechteckigen Bauteilen kann gezielt beeinflusst und reduziert werden, um dadurch das Prozessfenster zu erweitern.

Als Grundlage für die Überprüfung der Hypothesen wurden Untersuchungen mit einem Rechteckprofil aus dem Feinkornbaustahl S460MC (1.0982) durchgeführt. Dieses weist Querschnittsmaße von 50x40x2 mm auf. Es wurde gezeigt, dass das anisotrope Biegeverhalten neben der mechanisch bedingten Richtungsabhängigkeit durch die axialen Flächenmomente von weiteren Effekten beeinflusst wird. Dazu zählen die Eigenschaften der Schweißnaht (Form, Lage, mechanische Eigenschaften), die Einflüsse der Profilverstellung auf den Spannungszustand sowie die zulässigen Toleranzen der jeweils gültigen Norm zur Profilverstellung. Diese Eigenschaften können sich unterschiedlich stark auf das Biegeverhalten der Halbzeuge auswirken, oder unter Umständen auch vernachlässigt werden. Dies ist halbzeugspezifisch, sodass eine Analyse der Eigenschaften als notwendig erachtet wird. Es wurde ferner gezeigt, dass Prognosen über das anisotrope Verhalten mittels Mikrohärtemessungen, Zugversuchen und dem Aufsprungtest des Profilquerschnitts getroffen werden können. In Abschnitt 6.3 wird ein Vorgehensmodell vorgestellt, an Hand dessen das Prozessfenster eines Profils für eine Biegerichtung ermittelt werden kann. Soll ein Bauteil gebogen werden, kann über die Auswertung der benötigten Biegerichtungen der Aufwand für die entsprechenden richtungsabhängigen Prozessfenster abgeschätzt werden.

Für das 50x40x2 mm-Profil wurden die richtungsabhängigen Prozessfenster experimentell für vier Biegerichtungen exemplarisch ermittelt. Zusätzlich wurde gezeigt, dass das Prozessfenster verschiedene Grenzen aufweist. Diese sind entweder Hardlimits, die durch Randbedingungen gegeben und unveränderlich sind, oder Softlimits, die vom Anwender definiert werden. Zu den Softlimits zählen beispielsweise Qualitätskriterien wie die zulässige Größe der Falten am Bauteil. Auf Basis des u-R-Diagramms des halbzeugspezifischen Prozessfensters mit eingetragenen Grenzen können Bewertungen der Machbarkeit von Bauteilen erfolgen und Änderungsempfehlungen abgeleitet werden.

Auf die Richtungsabhängigkeit des Verfahrens wirkt sich ein weiterer Einfluss aus, der beim Freiformbiegen mit bewegter Matrize bisher vernachlässigt wurde. Das elastische Verhalten der Werkzeuge kann je nach Ausführung und Steifigkeit des Werkzeugs ebenfalls Einfluss auf das Biegeergebnis nehmen. Dieser Einfluss ist bei der experimentellen Erstellung des Prozessfensters bereits in den Ergebnissen enthalten, nicht jedoch bei der numerischen Modellierung des Prozesses. Hierbei werden die Werkzeuge bislang als Starrkörper angenommen. In Kapitel 7 wurde gezeigt, dass das elastische Verhalten gemessen und modelliert werden kann, und die Vereinfachung über Starrkörper zu falschen Ergebnissen führt. Über ein neu entwickeltes Modell kann die effektiv wirkende Auslenkung der bewegten Matrize berechnet werden, die durch die elastische Nachgiebigkeit des Werkzeugs kleiner ist, als die absolut angefahrne Auslenkung. Zusätzlich wurde das elastische Verhalten der Matrize, bedingt durch die mehrteilige

Konstruktion von Rollenausführungen, mit einem Feder-Dämpfer-System im Simulationsmodell implementiert. Die Validierung an den Versuchen mit dem 50x40x2 mm-Profil zeigt, dass damit der Prozess geometrisch sehr präzise simuliert werden kann, wobei speziell im Bereich der Modellierung der Tribologie noch viele vereinfachende Annahmen getroffen werden.

Zur Validierung aller entwickelten Modelle und Ansätze wurde ein Demonstratorbauteil verwendet, dessen Halbzeug ein 50x50x1,2 mm-Profil aus dem Dualphasenstahl DP780 ist. Es konnte gezeigt werden, dass die Halbzeuguntersuchung, die Ermittlung des Prozessfensters und der Aufbau des numerischen Modells auch an einem anderen Querschnitt mit einem anderen Werkstoff angewandt werden können. Während den Untersuchungen wurde die Faltenbildung des dünnwandigen Profils als Hauptursache für die Limitierung des Prozessfensters identifiziert. Durch diese Prozessgrenze kann das gewünschte Bauteil mit dem Standardwerkzeug nicht gefertigt werden. Um die Grenze zu verschieben und das Prozessfenster zu vergrößern, wurde die Faltenbildung analysiert und Möglichkeiten zur Reduzierung respektive zur Eliminierung von Falten an gebogenen Rechteckprofilen erarbeitet. Soll der Querschnitt des Profils nicht verändert werden, verbleibt als Stellhebel die Reduzierung der Druckspannungen auf der Profillinenseite auf einen Wert unterhalb der kritischen Beulspannung. Dazu wurde ein neuartiges Werkzeugkonzept entwickelt, mit dem Zugspannungen am Innenbogen induziert werden können, die die Druckspannungen überlagern und die Spannungen in Summe reduzieren. Das Werkzeug funktioniert passiv ohne zusätzliche Aktivelemente durch eine angepasste Geometrie, gegen die das Profil beim Biegen gepresst wird. Mittels numerischer Voruntersuchungen auf Basis des validierten Modells wurde die Funktionsweise vorab überprüft und mit Versuchen am angepassten Werkzeug bestätigt. Mit dem Prototypenwerkzeug konnte der kleinste fertigbare Radius von annähernd 800 mm auf den Zielwert von 400 mm halbiert werden. Der Effekt konnte mit weiteren Halbzeugen aus unterschiedlichen Materialien und mit unterschiedlichen Wandstärken bestätigt werden.

Die erfolgreiche Erweiterung des Prozessfensters war Grundlage für die Fertigung des Demonstrators und einer dreißig Teile umfassenden Kleinserie dessen. Dabei sollte die Maßhaltigkeit der Bauteile und die Prozessstabilität untersucht werden. Während der Versuche trat ein hoher Verschleiß am Hybriddorn des neuen Werkzeugkonzepts auf, sodass über die Kleinserie drei Biegedorne zum Einsatz kamen. Die Auswertung der Versuche hinsichtlich der Biegewinkel zeigt, dass die Ergebnisse innerhalb einer Werkzeugkonfiguration und über die gesamte Serie Streuungen aufweisen. Zwischen den Teilerien mit unterschiedlichen Dornen treten Abweichungen der arithmetischen Mittel auf, wobei die Standardabweichungen vergleichbar sind. Eine stückweise Kompensation geometrischer Abweichungen aufeinander folgender Bauteile ist ohne genauere Modelle und die Kenntnis der Halbzeugeigenschaften jedes Profils nicht umsetzbar, da die Lage

der gemessenen Werte in der Verteilung der Serie bei wenigen Teilen nicht bekannt ist. Somit kann es zu einer falschen Anpassung des Maschinencodes für das folgende Bauteil kommen, der in Verbindung mit den Halbzeugeigenschaften eine Über- oder Unterkompensation hervorrufen kann. Eine mögliche Lösung dafür ist die Kompensation des Mittelwerts der ausgewerteten Bauteile einer Teilserie, um die gesamte folgende Serie mitzukompensieren.

Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit liefern wertvolle Erkenntnisse zum Freiformbiegen von rechteckigen Profilen. Die drei zu Anfang aufgestellten Hypothesen konnten bestätigt werden. Dabei wurden neue Vorgehensweisen zur Erstellung des Prozessfensters und des numerischen Modells vorgestellt. Die Erweiterung des Prozessfensters durch die Änderung der Werkzeuggeometrie legt einen wichtigen Grundstein für weitere Forschungs- und Entwicklungsarbeiten sowie für den industriellen Einsatz. Abschließend werden im folgenden Abschnitt mögliche weiterführende Aspekte vorgestellt.

## 10.2 Ausblick

Die Validierungsversuche des gewölbten Werkzeugs mit verschiedenen Halbzeugen zeigen, dass es Konfigurationen aus Material, Wandstärke und Werkzeug gibt, die bis zu einer bestimmten Auslenkung faltenfrei funktionieren. Gegenstand weiterer Untersuchungen sollte daher sein, ob dieser Punkt für beliebige Konfigurationen genau bestimmt und gegebenenfalls analog zur Erweiterung des Prozessfensters verschoben werden kann. Dies würde es ermöglichen, die Faltenbildung weiter zu reduzieren und die Softlimits im Prozessfenster weiter zu verschieben.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine gewölbte Werkzeuggeometrie entwickelt, mit der das Demonstratorbauteil gefertigt werden kann. Das Werkzeugkonzept ist ein Prototyp und bietet hinsichtlich des Verschleißes am Biegedorn weiteres Verbesserungspotential. Die Auswertung der Versuche zeigt, dass bereits kleine Änderungen am Biegedorn Änderungen am Ergebnis hervorrufen. Dies weist auf einen direkten Einfluss der Werkzeuggeometrie auf das Ergebnis hin, sodass eine Topologieoptimierung des Werkzeugs zur Verringerung der Faltenbildung und des Verschleißes einen weiteren Ansatzpunkt zur numerischen und experimentellen Untersuchung darstellt.

Die dargestellten Untersuchungen beschränken sich auf die Auswertung geometrischer Größen wie den Biegeradius oder den Biegewinkel. Es wurde gezeigt, dass die Auswertemethoden mittels Fitting-Zylinder durch lokale Falten beeinträchtigt werden. Deshalb wird für die Bewertung komplexer Bauteile das Best-Fit-Verfahren mit der CAD-Geometrie verwendet. Dabei werden

---

die beiden Größen nicht mehr direkt bestimmt. Beide Ansätze erfordern jedoch einen hohen Aufwand und beinhalten individuelle Fehler durch unterschiedliche Anwender. Für den industriellen Einsatz ist ein robustes System zur Auswertung der gefertigten Teile und zur Kompensation von Prozessschwankungen unerlässlich. Die Auswertung der Kleinserie zeigt zudem, dass eine Kompensation einzelner Segmente, nach der Auswertung eines Bauteils, erst ab mehreren Bauteilen über das arithmetische Mittel der ausgewerteten Größe sinnvoll ist. Für die Entwicklung von Regelkreisen mit dem Ziel der Regelung geometrischer Größen im Prozess ist eine Echtzeitmessung im laufenden Biegeprozess nötig, die in Verbindung mit Datenbanken oder Modellen eine Kompensation direkt am Bauteil ermöglicht.



# A Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1	Illustration der geometrischen Größen an gebogenen Rohren oder Profilen (Franz, 1961) . . . . .	7
Abbildung 2.2	Schematische Darstellung des Direkt- und des Rundrohreinformens von Profilen nach voestalpine KREMS GmbH (2023) . . . . .	9
Abbildung 2.3	Darstellung der Biegelinie mit den Koordinatenpunkten für die Biegetabelle am Beispiel eines einfachen Bauteils nach VDI Richtlinie 3430 . . . . .	10
Abbildung 2.4	Anordnung der Werkzeugelemente beim RZB entsprechend VDI Richtlinie 3430 nach Borchmann (2021) . . . . .	13
Abbildung 2.5	Arbeitsdiagramm zum RZB von Rohren nach Engel et al. (2017) . . . . .	13
Abbildung 2.6	Anordnung der Werkzeugelemente mit geometrischen Größen des DRSB nach Kersten (2013) . . . . .	14
Abbildung 2.7	Anordnung der Werkzeugelemente mit geometrischen Größen des TSS-Biegen nach Chatti et al. (2010) . . . . .	16
Abbildung 2.8	Illustration der Ovalisierung eines Rundrohr beim Biegen vom Ausgangszustand (links) zum Profileinfall (rechts) nach Vatter (2015) . . . . .	17
Abbildung 2.9	Darstellung der primären (links) und sekundären (rechts) Faltenbildung nach VDI Richtlinie 3431 . . . . .	19
Abbildung 2.10	Darstellung der Prinzipskizze (links) und des Maschinenaufbaus (rechts) nach Murata und Aoki (1998) . . . . .	21
Abbildung 2.11	Prinzipskizzen in der Schnittansicht für die unterschiedlichen Ausführungen des festen und bewegten Werkzeugs nach Tabelle 2.3 . . . . .	24
Abbildung 2.12	Prinzipskizzen der verschiedenen Ausführungen der Biegedorne . . . . .	26
Abbildung 2.13	Vereinfachte Darstellung des physikalischen Simulationsprozesses nach Felippa (2004) . . . . .	27
Abbildung 3.1	Aufbau und Vorgehen der Forschungsarbeit . . . . .	36
Abbildung 4.1	Freiformbiegeanlage am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der TUM © Hase . . . . .	38
Abbildung 4.2	Funktionsschema des T-Scan-Systems (Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, 2023b) . . . . .	39
Abbildung 4.3	Illustration der Auswertemethodik mit Fitting-Zylinder zur Bestimmung des Radius und Fitting-Ebenen zur Bestimmung des Biegewinkels . . . . .	40
Abbildung 5.1	Vergleich des Aufsprungsverhaltens von Profilen mit unterschiedlicher Herstellung . . . . .	46
Abbildung 5.2	Schliffbilder der Schweißnähte aller untersuchten Profile . . . . .	47
Abbildung 5.3	Schema der Härtemessung an einem Profilquerschnitt eines 50x40x2 mm Profils aus S460MC . . . . .	48
Abbildung 5.4	Ergebnis der Härtemessung an einem Profilquerschnitt eines 50x40x2 mm Profils aus S460MC nach dem Schema in Abbildung 5.3 . . . . .	49

Abbildung 5.5	Probengeometrie nach DIN 50125 mit Aufmaß und Lage der Schweißnaht	50
Abbildung 5.6	Übersicht der Spannungs-Dehnungs-Kurven der untersuchten Werkstoffe	51
Abbildung 6.1	Halbtransparente Schnittansicht des CAD-Modells des 50x40-Werkzeugsatzes für die Untersuchungen des Prozessfensters	54
Abbildung 6.2	Vorgehen zur Ermittlung des u-R-Diagramms zum Freiformbiegen eines Profils auf Basis einer Renardreihe nach Werner et al. (2021)	57
Abbildung 6.3	Richtungsabhängige u-R-Kurven des 50x40x2 mm Profils aus den Versuchen zur Ermittlung des Prozessfensters	58
Abbildung 6.4	Verfahrkurven für verschiedene Auslenkungen der Matrize des 50x40x2 mm Profils für die Richtungen 90° und 180° zur Bestimmung der Initialwinkel	61
Abbildung 6.5	Initialwinkel des 50x40x2 mm Profils für die Richtungen 90° und 180° die durch An- und sofortiges Abfahren der Zielauslenkung entstehen	61
Abbildung 6.6	Methode zum Einfügen von Hard- und Softlimits in das Prozessfenster	63
Abbildung 6.7	Vergleich der seitlichen Wellen für unterschiedliche Auslenkungen der Matrize	64
Abbildung 6.8	Prozessfenster des 50x40x2 mm Profils mit exemplarischen Softlimits	65
Abbildung 6.9	Vorgehensmodell zur Charakterisierung des Biegeverhaltens von Profilen zum Freiformbiegen	66
Abbildung 7.1	Darstellung des Standardsimulationsmodells in der vollständigen (oben) Ansicht und in der Schnittansicht der xz-Ebene (unten)	68
Abbildung 7.2	Überlagerung der Simulationsergebnisse der verschiedenen Elementtypen (farbige Unterscheidung) mit verschiedenen Elementkantenlängen	71
Abbildung 7.3	Vergleich der Berechnungszeiten in Abhängigkeit der verwendeten Elementformulierung und Kantenlänge des Profils	72
Abbildung 7.4	Vergleich des Simulationsergebnisses der ermittelten Standardkonfiguration mit dem digitalisierten Versuchsteil	73
Abbildung 7.5	Schematische Darstellung der Durchbiegung des festen Werkzeugs und der resultierenden relativen Auslenkung gegenüber der absoluten Auslenkung	74
Abbildung 7.6	Darstellung des Feder-Dämpfersystems in der Simulation (links) und in der schematischen Schnittansicht (rechts)	76
Abbildung 7.7	Auswertung des simulierten Biegeradius mit linearem und quadratischem Kompensationsansatz im Vergleich mit den Versuchsdaten	79
Abbildung 7.8	Vergleich der Geometrie zwischen dem digitalisierten Teil und den beiden Kompensationsansätzen der Simulation für R4	80
Abbildung 7.9	Vorgehen zur Erstellung des Simulationsmodells basierend auf den gezeigten Ansätzen	81
Abbildung 8.1	Seitenansicht des Demonstratorbauteils a) und Krümmungsverlauf der Biegelinie b)	84
Abbildung 8.2	Halbtransparente Schnittansicht des CAD-Modells des 50x50-Werkzeugsatzes für die Fertigung des Demonstrators	87

Abbildung 8.3	Querschnittsanalyse des 50x50-Profils (oben) mit den Ergebnissen der Härtemessungen am Grundmaterial, den Profilecken und der Schweißnaht	88
Abbildung 8.4	Spannungs-Dehnungs-Kurven des DP800-Materials für den Demonstrator	89
Abbildung 8.5	Prozessfensterdiagramm des Halbzeugs für das Demonstratorbauteil mit Zielgröße und Hardlimit	90
Abbildung 8.6	Halbschnitt der Simulation zur Untersuchung der Bildung und Entwicklung der Falten am Innenbogen bei einer Auslenkung von $u = 15, 20 \text{ mm}$	95
Abbildung 8.7	Vergleich der Geometrie des digitalisierten Versuchsergebnisses (grau) für die Auslenkung von $u = 15, 20 \text{ mm}$ und dem quadratisch kompensierten Simulationsergebnis (blau) in der Überlagerungsansicht und im Halbschnitt	96
Abbildung 8.8	Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Versuchen der Datenpunkte des Prozessfensters mittels Auswertung der Best Fit Überlagerung des Simulationsergebnisses (blau) und des Versuchs (grau)	97
Abbildung 9.1	Ansätze zur Faltenreduzierung respektive -vermeidung	100
Abbildung 9.2	Ansätze zur Faltenreduzierung durch die Änderung (') geometrischer Parameter und die Auswirkung auf den Querschnitt	101
Abbildung 9.3	Ergebnisse der Versuche mit gelochten Profilen zur Reduzierung der Falten am Innenbogen	103
Abbildung 9.4	Darstellung des Funktionsprinzips des gewölbten Werkzeugkonzepts	104
Abbildung 9.5	Vergleich des Standardwerkzeugs mit dem Werkzeug zur Erzeugung der Wölbung am Innenbogen	105
Abbildung 9.6	Ergebnisse der numerischen Voruntersuchung des gewölbten Werkzeugs im Vergleich mit dem experimentell ermittelten Prozessfenster des Standardwerkzeugs	107
Abbildung 9.7	Frontal- und Detailansichten der geänderten Werkzeugteile im eingebauten Zustand	108
Abbildung 9.8	Experimentell ermitteltes Prozessfenster des gewölbten Werkzeugkonzepts im Vergleich mit dem Standardwerkzeugkonzept	109
Abbildung 9.9	Vergleich der Faltenbildung am Softlimit des Werkzeugkonzepts	110
Abbildung 9.10	Übersicht der Versuchsergebnisse zur Validierung des gewölbten Werkzeugkonzepts für verschiedene Halbzeuge im Vergleich mit dem Standardwerkzeug	111
Abbildung 9.11	Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Standardwerkzeug und dem gewölbten Werkzeug bei der größten angefahrenen Auslenkung für die 50x50 mm Profile aus DP780 (a,b) und S700 (c,d)	112
Abbildung 9.12	Vergleich des Versuchsergebnisses mit dem Standardwerkzeug und dem gewölbten Werkzeug bei der größten angefahrenen Auslenkung für das 60x60 mm Profil	113
Abbildung 9.13	Soll-Ist-Vergleich des Demonstratorbauteils als Falschfarbenbild (oben) und Überlagerung der Messdaten (grau) mit dem CAD-Bauteil (gelb) (unten)	114

---

Abbildung 9.14	Verschleiß des Hybriddorns durch plastische Verformung (links) und Ab- rasion (mittig) während der Fertigung der Kleinserie des Demonstrators (rechts) . . . . .	115
Abbildung 9.15	Verteilung der Ist-Werte der Biegewinkel am Demonstratorbauteil . . .	116
Abbildung E.1	Härtemessung am Querschnitt des 50x50x1,5 mm-Profils aus DP780 . .	139
Abbildung E.2	Härtemessung am Querschnitt des 50x50x2 mm-Profils aus S700 . . . .	140
Abbildung E.3	Härtemessung am Querschnitt des 60x60x1,5 mm-Profils aus HC500LA	140

## B Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1	Biegetabelle des Beispiels aus Abbildung 2.3 nach VDI Richtlinie 3430 . . .	10
Tabelle 2.2	Bezeichnung der Maschinenkomponenten nach Murata und Aoki (1998) . . .	21
Tabelle 2.3	Nomenklatur und Zusammensetzung eines Werkzeugsatzes zum Freiformbiegen . . . . .	23
Tabelle 5.1	Übersicht der verwendeten Halbzeuge mit Abmessungen in mm . . . . .	43
Tabelle 5.2	Beispiele gebräuchlicher Normen für Rohre und Rechteckprofile mit den darin festgelegten Toleranzen am Beispiel eines 33,7 mm Rohres und eines 50x40x2 mm Profils . . . . .	44
Tabelle 6.1	Vergleich der Flächenmomente 2. Grades eines Kreisrings und eines Kastenprofils . . . . .	55
Tabelle 6.2	Versuchsplan der Soll-Radien zur experimentellen Ermittlung des jeweils richtungsabhängigen u-R-Diagramms für die Biegerichtungen 90°, 128,7°, 180° sowie 270°, basierend auf Masterdaten für das 50x40 mm Profil, nach dem Schema in Abbildung 6.2 . . . . .	58
Tabelle 6.3	Vergleich von Hard- und Softlimits beim Freiformbiegen zur Definition der Grenzen des Prozessfensters . . . . .	62
Tabelle 7.1	Übersicht der Vernetzungsparameter des Profils . . . . .	70
Tabelle 7.2	Übersicht der verwendeten Schalenelemente nach Stelzmann (2010) . . . . .	70
Tabelle 7.3	Übersicht der größten Anteile der Berechnungszeit für die Simulationen mit Elementtyp 2 . . . . .	72
Tabelle 7.4	Anordnung der zusätzlichen Knoten für das Feder-Dämpfer-System . . . . .	77
Tabelle 7.5	Ergebnisse der experimentell ermittelten Durchbiegung des festen Werkzeugs für ausgewählte Biegeradien R bzw. Soll-Auslenkungen sowie der berechneten kompensierten Auslenkungen . . . . .	78
Tabelle 8.1	Biegetabelle des Demonstratorbauteils (siehe Abbildung 8.1) nach VDI Richtlinie 3430 . . . . .	84
Tabelle 8.2	Alternative Darstellung Biegetabelle des Demonstratorbauteils zur Rekonstruktion . . . . .	85
Tabelle 8.3	Übersicht der Vernetzungsparameter des 50x50-Modells . . . . .	92
Tabelle 8.4	Übersicht der Kontaktpaarungen des 50x50-Modells . . . . .	93
Tabelle 8.5	Ergebnisse der Durchbiegung des festen 50x50-Werkzeugs für ausgewählte Auslenkungen $u_{absolut}$ . . . . .	94
Tabelle 9.1	Untersuchte Auslenkungen der bewegten Matrize im ermittelten Prozessfenster für die numerische Absicherung des gewölbten Werkzeugkonzepts . . . . .	106

Tabelle 9.2 Arithmetische Mittelwerte mit Standardabweichung $\sigma$ des Öffnungswinkels und der Biegewinkel der Kleinserie je verwendeten Biegedorn und gesamt in Grad [°] . . . . .	116
--	-----

# C Literatur

- ANCELLOTTI, S., M. BENEDETTI, V. FONTANARI, S. SLAGHENAUFU und M. TASSAN (2016). „Rotary draw bending of rectangular tubes using a novel parallelepiped elastic mandrel“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 85.5-8, S. 1089–1103.
- ANCELLOTTI, S., V. FONTANARI, S. SLAGHENAUFU, E. CORTELLETTI und M. BENEDETTI (2019). „Forming rectangular tubes into complicated 3D shapes by combining three-roll push bending, twisting and rotary draw bending: the role of the fabrication loading history on the mechanical response“. In: *International Journal of Material Forming* 12.6, S. 907–926.
- ANDRADE, F. und T. ERHART (2020). *Good old \*MAT\_024: A review of LS-DYNA's most popular material model*. Hrsg. von DYNAMORE GMBH. Stuttgart. URL: [https://www.dynamore.se/en/downloads/presentations/2020/copy\\_of\\_dynamore-express-good-old-mat\\_024-a-review-of-ls-dyna2019s-most-popular-material-model](https://www.dynamore.se/en/downloads/presentations/2020/copy_of_dynamore-express-good-old-mat_024-a-review-of-ls-dyna2019s-most-popular-material-model) (besucht am 28. 11. 2023).
- BEETZ, J. (2016). *Feedback: Wie Rückkopplung unser Leben bestimmt und Natur, Technik, Gesellschaft und Wirtschaft beherrscht*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- BELYTSCHKO, T. und C. TSAY (1981). „Explicit algorithms for nonlinear dynamics of shells“. In: *AMD-Vol. 48, ASME*, S. 209–231.
- BENDER, B. und D. GÖHLICH, Hrsg. (2020). *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau*. 26., überarbeitete Auflage. Berlin und Heidelberg: Springer Vieweg.
- BEULICH, N. (2022). „Entwicklung einer Methodik zur Auslegung und Absicherung des Freiformbiegens mit bewegter Matrize für dreidimensionale Biegegeometrien“. de. Diss. Technische Universität München, S. 151.
- BEULICH, N., P. CRAIGHERO und W. VOLK (2017). „FEA Simulation of Free-Bending – a Preforming Step in the Hydroforming Process Chain“. In: *Journal of Physics: Conference Series* 896, S. 012063.
- BORCHMANN, L. (2021). „Regelung des Werkstoffflusses zur Erhöhung der Bauteilqualität beim Rotationszugbiegen“. Diss. Siegen: Universität Siegen.
- BREITENBACH, G. von (2008). *Methode zur Analyse, Bewertung und Optimierung der Prozesskette Profilieren längsnahtgeschweißter Rohre für das Innenhochdruck-Umformen*. Berichte aus Produktion und Umformtechnik. Shaker.
- BURKHARD, B. (2009). *Scharfe Kurven*. Hrsg. von INDUSTRIE ANZEIGER. URL: <https://industrieanzeiger.industrie.de/allgemein/scharfe-kurven/> (besucht am 17. 11. 2023).
- CARL ZEISS GOM METROLOGY GMBH, Hrsg. (2023a). *ATOS Compact Scan: Mobiler 3D-Scanner für ein breites Anwendungsspektrum*. Braunschweig. URL: <https://www.gom.com/de-de/produkte/3d-scanning/atos-compact-scan>.

- CARL ZEISS GOM METROLOGY GMBH, Hrsg. (2023b). *Zeiss T-SCAN: Your mobile measuring room*. Braunschweig. URL: [https://www.handsonmetrology.com/wp-content/uploads/2023/06/HOM\\_T-SCAN\\_Productflyer\\_EN.pdf](https://www.handsonmetrology.com/wp-content/uploads/2023/06/HOM_T-SCAN_Productflyer_EN.pdf) (besucht am 03. 07. 2023).
- CHATTI, S., M. HERMES und M. KLEINER (2007). „Three-Dimensional Bending of Profiles by Stress Superposition“. In: *Advanced Methods in Material Forming*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, S. 101–118.
- CHATTI, S., M. HERMES, A. E. TEKKAYA und M. KLEINER (2010). „The new TSS bending process: 3D bending of profiles with arbitrary cross-sections“. In: *CIRP Annals* 1, S. 315–318.
- CHENG, X., H. WANG, A. ABD EL-ATY, J. TAO, W. WEI, Y. QIN und X. GUO (2020). „Cross-section deformation behaviors of a thin-walled rectangular tube of continuous varying radii in the free bending technology“. In: *Thin-Walled Structures* 150, S. 106670.
- COJUTTI, M., D. VIPAVC, H. HAGENAH und M. MERKLEIN (2009). „An innovative approach for the process design for three-roll bending of plain tubular components“. In: *Proc. 1st Int. Congress on Roll Forming (Bilbao)*. Hrsg. von M. ANGELES GUTIERREZ, A. SEDLMAIER und L. GALDÓS, S. 133–139.
- DANKERT, J. und H. DANKERT (2013). *Technische Mechanik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- DE CARVALHO, A., S. HOFFMANN, D. ABELE, M. SCHWEITZER, P. TOLMIE, D. RANDALL und V. WULF (2018). „Of Embodied Action and Sensors: Knowledge and Expertise Sharing in Industrial Set-Up“. In: *Computer Supported Cooperative Work (CSCW)* 27.3-6, S. 875–916.
- DIETRICH, J. (2018). *Praxis der Umformtechnik: Umform- und Zerteilverfahren, Werkzeuge, Maschinen*. 12., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden und Heidelberg: Springer Vieweg.
- DOEGE, E. und B. BEHRENS (2007). *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen*. SpringerLink Bücher. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- DYNAMORE GMBH (2023). *Contact modeling in LS-DYNA*. Hrsg. von DYNAMORE GMBH. URL: <https://www.dynasupport.com/tutorial/ls-dyna-users-guide/contact-modeling-in-ls-dyna> (besucht am 28. 11. 2023).
- ENGEL, B., C. GERLACH und S. CORDES (2017). „Biegemomentabschätzung des Dornbiegeverfahrens“. In: (). URL: [www.UTFscience.de](http://www.UTFscience.de) (besucht am 06. 12. 2017).
- ENGEL, B. und M. HINKEL (2011). „Analytisch unterstützte Vorauslegung des Rotationszugbiegeprozesses“. In: *Tagungsband / XXX. Verformungskundliches Kolloquium*. Hrsg. von B. BUCHMAYR. Leoben: Umformtechnik, S. 97–102.
- ENGEL, B. und S. KERSTEN (2010). „Sensitivitätsanalyse beim Freiformbiegen von Rundprofilen“. In: *Bauteile der Zukunft*. Tagungsband / Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. Hannover: EFB.
- ENGEL, B., S. KERSTEN und D. ANDERS (2011). „Spline-Interpolation and Calculation of Machine Parameters for the Three-Roll-Pushbending of Spline-Contours“. In: *steel research international* 82.10, S. 1180–1186.

- ENGEL, B. und C. MATHES (2013). *Erweiterung der Prozessfähigkeit des Rotationszugbiegens durch ein alternatives Faltenglätterkonzept: Ergebnisse eines Vorhabens der industriellen Gemeinschaftsforschung*. Bd. Nr. 378. EFB-Forschungsbericht. Hannover: Europäische Forschungsges. für Blechverarbeitung (EFB).
- FELIPPA, C. (2004). *Introduction to Finite Element Methods: Material assembled from Lecture Notes for the course "Introduction to Finite Elements Methods"*. University of Colorado, Boulder, Colorado, USA.
- FISHER, T. (2002). *Using mandrels for bending tube: Type and placement are critical for successful bending*. Hrsg. von THE TUBE & PIPE JOURNAL. URL: <https://www.thefabricator.com/tubepipejournal/article/tubepipefabrication/using-mandrels-for-bending-tube> (besucht am 23. 11. 2023).
- FRANZ, W.-D. (1961). *Das Kalt-Biegen von Rohren: Verfahren und Maschinen*. Berlin, Heidelberg und s.l.: Springer Berlin Heidelberg.
- FRENET, F. (1852). „Sur les courbes à double courbure“. In: *Journal de Mathématiques Pures et Appliquées* Serie 1, Volume 17, S. 437–447.
- GANTNER, P. (2008). „The characterisation of the free-bending technique“. Diss. Glasgow Caledonian University.
- GANTNER, P., H. BAUER, D. K. HARRISON und A. K. de SILVA (2005). „Free-Bending—A new bending technique in the hydroforming process chain“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 2005.167, S. 302–308.
- GANTNER, P., D. K. HARRISON, A. K. de SILVA und H. BAUER (2007). „The Development of a Simulation Model and the Determination of the Die Control Data for the Free-Bending Technique“. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 2007.221, S. 163–171.
- GERLACH, C. (2010). „Ein Beitrag zur Herstellung definierter Freiformbiegegeometrien bei Rohren und Profilen: Zugl.: Siegen, Univ., Diss., 2010“. Diss. Aachen: Universität Siegen.
- GROSS, D., W. HAUGER, J. SCHRÖDER und W. WALL (2007). *Technische Mechanik 2: Elastostatik*. 9. Aufl. Bd. 2. Technische Mechanik. Springer Berlin Heidelberg.
- GROTH, S. (2020). *Methode zur Produktplanung beim Freiformbiegen*. Bd. 12. Forschungsberichte des Lehrstuhls für Umformtechnik. Düren: Shaker Verlag.
- GUO X.; Xiong, H. (2018). „Numerical simulation and experimental study on mechanism and characteristics of tube free-bending forming process“. In: *Procedia Manufacturing* 15, S. 836–843.
- GUO, X., H. XIONG, H. LI, Y. XU, Z. MA, A. EL-ATY, Y. MA und K. JIN (2018a). „Forming characteristics of tube free-bending with small bending radii based on a new spherical connection“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 133, S. 72–84.
- GUO, X., H. XIONG, Y. XU, A. A. EL-ATY, Y. MA, Y. ZHAO und S. ZHANG (2018b). „U-R relationship prediction method for aluminum alloy circular tube free-bending process based on sensitivity analysis of material parameters“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 99.5-8, S. 1967–1977.

- GUO, X., H. XIONG, Y. XU, Y. MA, A. ABD EL-ATY, J. TAO und K. JIN (2018c). „Free-bending process characteristics and forming process design of copper tubular components“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 96.9-12, S. 3585–3601.
- HASSAN, R. (2017). „Plasto-Mechanical Model of Tube Bending in Rotary Draw Bending Process“. Diss. Aachen: Universität Siegen.
- HERMES, M., S. CHATTI, A. WEINRICH und A. E. TEKKAYA (2008). „Three-Dimensional Bending of Profiles with Stress Superposition“. In: *International Journal of Material Forming* 1.S1, S. 133–136.
- HERMES, M. (2012). „Neue Verfahren zum rollenbasierten 3D-Biegen von Profilen“. Diss. Aachen: Technische Universität Dortmund.
- HU, S., C. CHENG, A. ABD EL-ATY, S. ZHENG, C. WU, H. LUO, X. GUO und J. TAO (2024). „Forming characteristics of thin-walled tubes manufactured by free bending process-based nontangential rotation bending die“. In: *Thin-Walled Structures* 194, S. 111313.
- HUOVERNIK, M. (2014). „Characterisation of the process for 3D bending of profiles: doctoral thesis“. Dissertation.
- ISMAIL, A., D. MAIER, S. C. STEBNER, W. VOLK, S. MÜNSTERMANN und B. LOHMANN (2021). „A Structure for the Control of Geometry and Properties of a Freeform Bending Process“. In: *IFAC-PapersOnLine* 54.11, S. 115–120.
- J. NEU GMBH (2018). *Technische Daten: 6-Achs-Technologie*. Hrsg. von J. NEU GMBH. URL: <http://www.neu-gmbh.de/site/de/produkte/biegen/nissin/technische-daten.php> (besucht am 15.01.2018).
- KERSTEN, S. (2013). *Prozessmodelle zum Drei-Rollen-Schubbiegen von Rohrprofilen: Zugl.: Siegen, Univ., Diss., 2013*. Bd. 2. Forschungsberichte des Lehrstuhls für Umformtechnik, UTS Siegen. Aachen: Shaker.
- KLEIN, B. und T. GÄNSICKE (2019). „Beulen von Blechfeldern und Rohren“. In: *Leichtbau-Konstruktion: Dimensionierung, Strukturen, Werkstoffe und Gestaltung*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, S. 279–305.
- KNOTHE, K. und H. WESSELS (2017). *Finite Elemente*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- KYRIAKIDES, S. und P. K. SHAW (1982). „Response and stability of elastoplastic circular pipes under combined bending and external pressure“. In: *International Journal of Solids and Structures* 18.11, S. 957–973.
- LANDGREBE, D. (2015). *Querkraftfreies Freiformbiegen von Rohren*. Hannover.
- LEEMANS, S., D. FAHLAND und W. VAN DER AALST (2015). „Exploring Processes and Deviations“. In: *Business Process Management Workshops*. Hrsg. von FOURNIER und J. MENDLING. Bd. 202. Lecture Notes in Business Information Processing. Cham: Springer International Publishing, S. 304–316.
- LI, H. (Jan. 2007). „Study on Wrinkling Behaviors under Multi-die constraints in Thin-walled Tube NC Bending“. Diss. Northwestern Polytechnical University.

- LI, H., H. YANG, M. ZHAN und R. GU (Jan. 2006). „Explicit FE wrinkling simulation and method to catch critical bifurcation point in tube bending process“. In: *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 16, S. 1242–1246.
- LI, P., L. WANG und M. LI (2017). „Flexible-bending of profiles and tubes of continuous varying radii“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 88.5-8, S. 1669–1675.
- LIEWALD, M. und S. WAGNER (2014). „Umformen“. In: *Dubbel*. Hrsg. von K.-H. GROTE und J. FELDHUSEN. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, S. 1372–1390.
- LIU, N., H. YANG, H. LI und S. YAN (2016). „Plastic wrinkling prediction in thin-walled part forming process: A review“. In: *Chinese Journal of Aeronautics* 29.1, S. 1–14.
- LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY (2021a). *LS-DYNA Keyword User's Manual: Volume I*. Hrsg. von LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY (LST), AN ANSYS COMPANY. Livermore.
- (2021b). *LS-DYNA Keyword User's Manual: Volume II*. Hrsg. von LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY (LST), AN ANSYS COMPANY. Livermore.
- LUNDIN, E. (2006). *Tube and pipe bending trends: Equipment-makers weigh in on challenges, opportunities*. Hrsg. von THE FABRICATOR. URL: <https://www.thefabricator.com/thefabricator/article/tubepipefabrication/tube-and-pipe-bending-trends>.
- MAIER, D., C. KERPEN, M. K. WERNER, L. SCANDOLA, P. LECHNER, S. C. STEBNER, A. ISMAIL, B. LOHMANN, S. MÜNSTERMANN und W. VOLK (2022). „Development of a partial heating system for freeform bending with movable die“. In: *Proceedings on Hot Sheet Metal forming of High-Performance Steel*. Hrsg. von M. OLDENBURG, J. HARDELL und D. CASELLAS, S. 767–774.
- MAIER, D., S. STEBNER, A. ISMAIL, M. DÖLZ, B. LOHMANN, S. MÜNSTERMANN und W. VOLK (2021). „The influence of freeform bending process parameters on residual stresses for steel tubes“. In: *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering* 2, S. 100047.
- MURATA, M. und Y. AOKI (1998). „Analysis of circular tube bending by MOS bending method“. In: *Proceedings of the 6th International Conference on Aluminium Alloys*. Hrsg. von THE JAPAN INSTITUTE OF LIGHT METALS, S. 437–442.
- MURATA, M., N. OHASHI und H. SUZUKI (1989). „New flexible penetration bending of a tube. (1st Report, A study of MOS bending method)“. In: *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series C* 55.517, S. 2488–2492.
- MURATA, M., S. YAMAMOTO und H. SUZUKI (1994). „Development of CNC Machine for Tube Bending“. In: *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity* 35.398, S. 262–.
- NEUGEBAUER, R., W. G. DROSSEL, U. LORENZ und N. LUETZ (2002). „Hexabend - A New Concept for 3D-Free-Form Bending of Tubes and Profiles to Preform Hydroforming Parts and Endform Space-Frame-Components“. In: *Technology of plasticity*. Bd. 2. JSTP, S. 1465–1470.

- NEUGEBAUER, R., W.-G. DROSSEL und P. BLAU (2001). „3D-Freifformbiegen von Profilen: HexaBend – ein neuartiges Konzept“. In: *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* 96.11-12, S. 611–615.
- PAVLINA, E. und C. VANTYNE (2008). „Correlation of Yield Strength and Tensile Strength with Hardness for Steels“. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 17, S. 888–893.
- PEEK, R. (2002). „Wrinkling of tubes in bending from finite strain three-dimensional continuum theory“. In: *International Journal of Solids and Structures* 39.3, S. 709–723.
- PIEGL, L. und W. TILLER (1995). *The NURBS Book*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- PLETTKE, R., P. VATTER und D. VIPAVC (Jan. 2012). „Basics of process design for 3D freeform bending“. In: *Steel Research International*, S. 307–310.
- REDDY, B. (1979). „An experimental study of the plastic buckling of circular cylinders in pure bending“. In: *International Journal of Solids and Structures* 15.9, S. 669–683.
- SCANDOLA, L., D. MAIER, M. K. WERNER, C. HARTMANN und W. VOLK (2022). „Automatic Extraction and Conversion of the Bending Line from Parametric and Discrete Data for the Free-Form Bending Process“. In: *NUMISHEET 2022*. Hrsg. von K. INAL, J. LEVESQUE, M. WORSWICK und C. BUTCHER. The Minerals, Metals & Materials Series. Springer International Publishing, S. 813–826.
- SCANDOLA, L., J. TSCHANNERL, D. MAIER, M. K. WERNER, C. HARTMANN und W. VOLK (2023). „Impact of the process velocities on the quality of free-form bent parts“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1284.1, S. 012061.
- STAUPENDAHL, D. (2021). „3D Profile Bending with Five Controlled Degrees of Freedom“. Dissertation.
- STELZMANN, U. (2010). *Die große Elementbibliothek in LS-DYNA - Wann nimmt man was?* Aachen.
- STRANO, M., B. COLOSIMO und E. DEL CASTILLO (2011). „Improved design of a three roll tube bending process under geometrical uncertainties“. In: *Proceedings of the 14th International ESAFORM Conference*. AIP Conference Proceedings. AIP, S. 35–40.
- TINGLEY III, W. Q. (2010). *Selecting the right mandrel and wiper: Optimizing the combination for cost-effective tube bending*. Hrsg. von THE TUBE & PIPE JOURNAL. URL: <https://www.thefabricator.com/tubepipejournal/article/tubepipefabrication/selecting-the-right-mandrel-and-wiper> (besucht am 23. 11. 2023).
- TIPLER, P., G. MOSCA und J. WAGNER (2015). *Physik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- TRIBOPLAST (2023). *Reibungswerte und Verschleiß von Kunststoffen*. Hrsg. von TRIBOPLAST GMBH. URL: <https://www.triboplast.de/reibungswerte-und-verschleiss/> (besucht am 07. 12. 2023).

- UTG (2023). *Materialprüfmaschine 200 kN: Zwick 1484*. Hrsg. von LEHRSTUHL FÜR UMFORMTECHNIK UND GIESSEREIWESEN. Garching b. München. URL: <https://www.mec.ed.tum.de/utg/lehrstuhl/versuchs-und-pruefanlagen/materialpruefanlagen/> (besucht am 28. 11. 2023).
- VATTER, P. (2015). *Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode: Zugl.: Erlangen-Nürnberg, Univ., Diss., 2014*. Bd. 262. Bericht aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie. Bamberg: Meisenbach.
- VIPAVC, D. (2018). „Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen“. doctoralthesis. FAU University Press, S. 121.
- VOESTALPINE KREMS GMBH (2023). *Rollforming - Technologie*. Hrsg. von VOESTALPINE KREMS GMBH. URL: <https://www.voestalpine.com/krems/de/technologie/rollforming-technologie/> (besucht am 17. 11. 2023).
- VOLK, W., P. GROCHE, A. BROSIUS, A. GHIOTTI, B. KINSEY, M. LIEWALD, L. MADEJ, J. MIN und J. YANAGIMOTO (2019). „Models and modelling for process limits in metal forming“. In: *CIRP Annals* 68.2, S. 775–798.
- VOLLERTSEN, F., A. SPRENGER, J. KRAUS und H. ARNET (1999). „Extrusion, channel, and profile bending: a review“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 87.1-3, S. 1–27.
- WERNER, M. K., D. MAIER, L. SCANDOLA und W. VOLK (2021). „Motion profile calculation for freeform bending with moveable die based on tool parameters“. In: *Proceedings of the 24th International Conference on Material Forming*. Hrsg. von ULIÈGE LIBRARY.
- WERNER, M. K., L. SCANDOLA, D. MAIER und W. VOLK (2023). „Freeform Bending Tool Design for Rectangular Profiles and Its Influence on the Process“. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 145.10, S. 101009.
- YANG, H., H. LI, Z. ZHANG, M. ZHAN, J. LIU und G. LI (2012). „Advances and Trends on Tube Bending Forming Technologies“. In: *Chinese Journal of Aeronautics* 25.1, S. 1–12. ISSN: 10009361.
- YANG, Q., C. LIU, C. CHENG, J. TAO, X. BAI, Z. MA und X. GUO (2022). „Six-axis free bending and twisting analysis of spiral square tube“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 228, S. 107459.
- ZIENKIEWICZ, O. C., R. L. TAYLOR und D. FOX (1967). *The Finite Element Method for Solid and Structural Mechanics*. McGraw-Hill.
- ZWICKROELL (2023). *Produktinformation: Material-Prüfmaschine AllroundLine Z150*. Hrsg. von ZWICKROELL GMBH & CO. KG. Ulm. URL: [https://www.zwickroell.com/fileadmin/content/Files/SharePoint/user\\_upload/PI\\_DE/02\\_448\\_Material\\_Pruefmaschine\\_AllroundLine\\_Z150\\_PI\\_DE.pdf](https://www.zwickroell.com/fileadmin/content/Files/SharePoint/user_upload/PI_DE/02_448_Material_Pruefmaschine_AllroundLine_Z150_PI_DE.pdf) (besucht am 28. 11. 2023).



# D Normenverzeichnis

- DIN 323 (1974). *Normzahlen und Normzahlreihen; Hauptwerte, Genauwerte, Rundwerte.*
- DIN 50125 (2022). *Prüfungmetallischer Werkstoffe–Zugproben.*
- DIN 8580 (2020). *Fertigungsverfahren Umformen - Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht.* Berlin.
- DIN 8582 (2003). *Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung.* Berlin.
- DIN 8583 (2003). *Fertigungsverfahren Druckumformen - Teil 1: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Berlin.
- DIN 8584 (2003). *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen - Teil 1: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Berlin.
- DIN 8585 (2003). *Fertigungsverfahren Zugumformen - Teil 1: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Berlin.
- DIN 8586 (2003). *Fertigungsverfahren Biegeumformen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Berlin.
- DIN 8587 (2003). *Fertigungsverfahren Schubumformen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Berlin.
- DIN EN 10217-1 (2019). *Geschweißte Stahlrohre für Druckbeanspruchungen - Technische Lieferbedingungen - Teil 1: Elektrisch geschweißte und unterpulvergeschweißte Rohre aus unlegierten Stählen mit festgelegten Eigenschaften bei Raumtemperatur.*
- DIN EN 10255 (2007). *Rohre aus unlegiertem Stahl mit Eignung zum Schweißen und Gewinde-schneiden - Technische Lieferbedingungen.*
- DIN EN 10305-3 (2016). *Präzisionsstahlrohre - Technische Lieferbedingungen - Teil 3: Geschweißte maßgewalzte Rohre.*
- DIN EN ISO 6507-1 (2018). *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren (ISO 6507-1:2018).* Berlin.
- DIN EN ISO 6892-1 (2009). *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur.* Berlin.
- VDI RICHTLINIE 2230 (2015). *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen.*
- VDI RICHTLINIE 3430 (2014). *Rotationszugbiegen von Profilen.*
- VDI RICHTLINIE 3431 (2016). *Biegen von Profilen - Prüfhinweise für Profilbiegebauteile.*



# E Anhang

## E.1 Auswertung der Härtemessungen

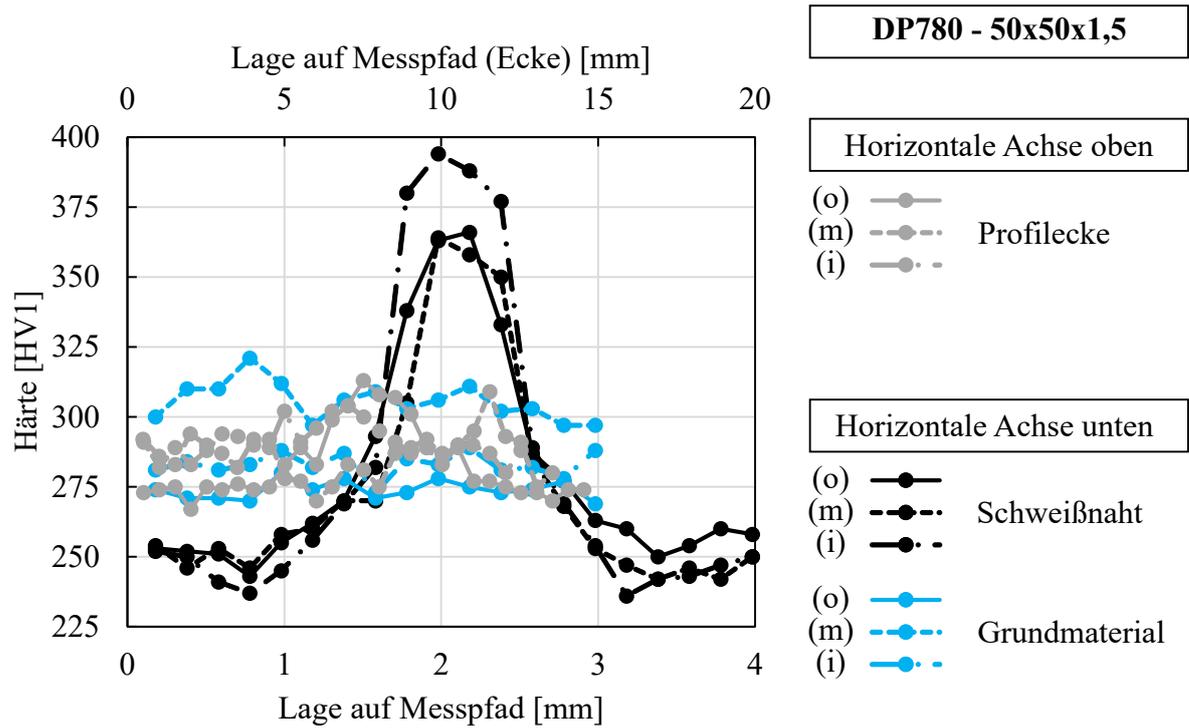


Abbildung E.1: Härtemessung am Querschnitt des 50x50x1,5 mm-Profiles aus DP780

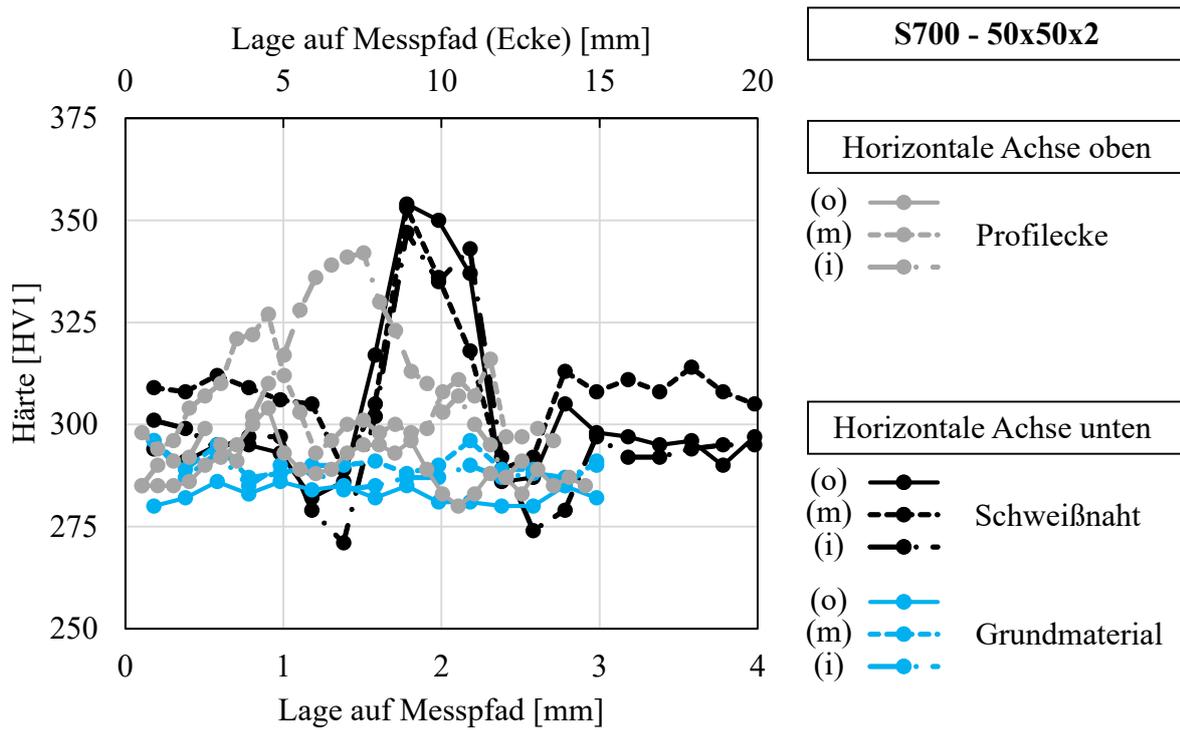


Abbildung E.2: Härtemessung am Querschnitt des 50x50x2 mm-Profiles aus S700

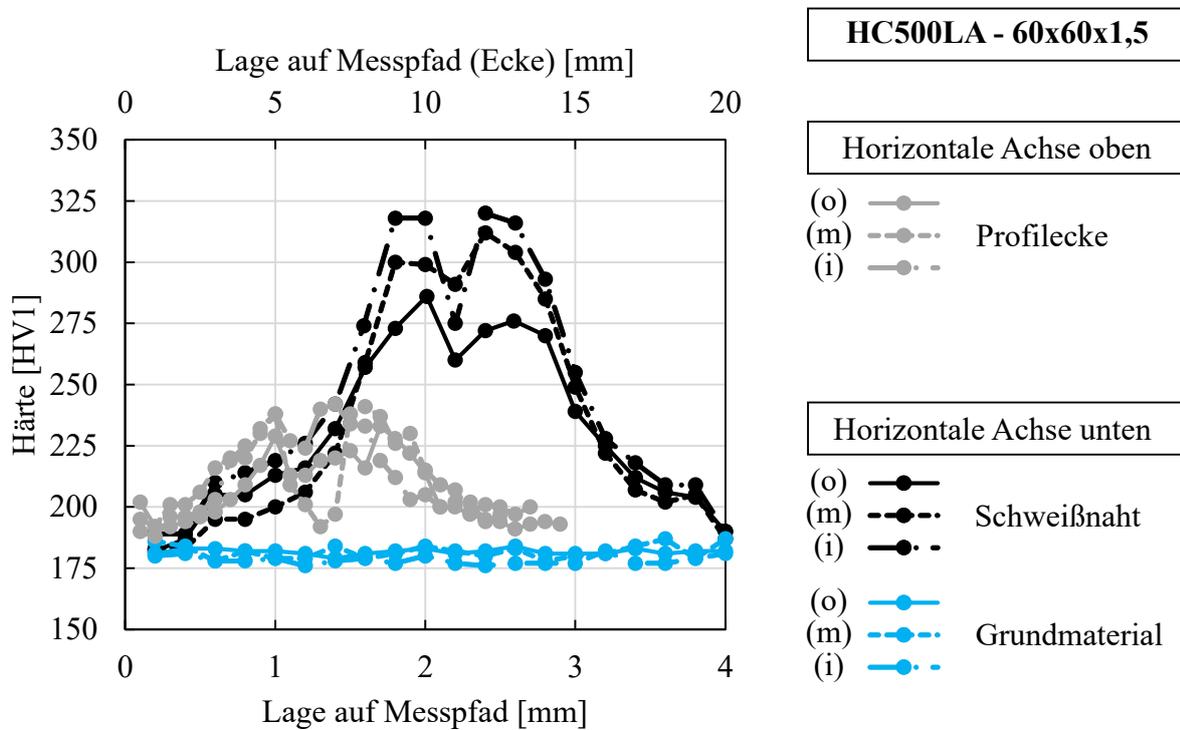


Abbildung E.3: Härtemessung am Querschnitt des 60x60x1,5 mm-Profiles aus HC500LA



# Dissertationen des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen, Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

- 01 *Felix Zimmermann*  
Generierung von maßgeschneiderten Bauteileigenschaften in PHS-Bauteilen durch Anlassen mittels Flamme;  
2014; ISBN: 978-3-95884-007-2
- 02 *Christopher Joseph Thoma*  
Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit in der Prozesskette Druckguss;  
2015; ISBN: 978-3-73699-009-8
- 03 *Joung Sik Suh*  
Verbesserung der Kaltumformbarkeit von AZ31 Mg-Blech durch Equal Channel Angular Pressing (ECAP);  
2015; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20151215-1271570-1-8>
- 04 *Robert Ramakrishnan*  
3-D-Drucken mit einem anorganischen Formstoffsystem;  
2016; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20160129-1276474-1-5>
- 05 *Patrick Saal*  
Quantitative Phasenanalyse von ausferritischem Gusseisen mithilfe der Neutronendiffraktometrie;  
2017; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20170125-1304161-1-8>
- 06 *Peter Sachnik*  
Methodik für gratfreie Schnittflächen beim Scherschneiden;  
2017; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20160406-1304184-1-8>
- 07 *Thomas Martin Kopp*  
Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt;  
2017; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20170426-1327352-1-7>
- 08 *Simon Josef Maier*  
Inline-Qualitätsprüfung im Presswerk durch intelligente Nachfolgewerkzeuge  
2018; ISBN: 978-3-95884-004-1
- 09 *David Jocham*  
Bestimmung der lokalen Einschnürung nach linearer und nichtlinearer Umformhistorie sowie Ermittlung dehnungs- und geschwindigkeitsabhängiger Materialkennwerte;  
2018; ISBN: 978-3-95884-012-6

- 10 *Christoph Kaiser*  
Effiziente Produkt- und Prozessabsicherung für gefalzte Karosseriebauteile durch ein metamodellbasiertes Assistenzsystem;  
2018; ISBN: 978-3-95884-018-8
- 11 *Daniel Marian Opritescu*  
Risikominimale Überbrückung von Kapazitätsengpässen im Presswerksverbund der Automobilindustrie;  
2018; ISBN: 978-3-95884-020-1
- 12 *Maria Anna Hiller*  
Fügen durch Clinchen mit rotierender Werkzeugbewegung;  
2019; ISBN: 978-3-95884-024-9
- 13 *Hannes Alois Weiss*  
Fertigung effizienter Elektromotoren;  
2019; ISBN: 978-3-95884-037-9
- 14 *Wan-Gi Cha*  
Formability Consideration in Bead Optimization to stiffen Deep Drawn Parts;  
2019; ISBN: 978-3-95884-036-2
- 15 *Sven Peter Jansen*  
Methodik zur Auslegung konturnaher Temperiersysteme in Druckgusswerkzeugen;  
2019; ISBN: 978-3-95884-035-5
- 16 *Georg Baumgartner*  
Das mikromechanische Verhalten von binären Aluminium-Silizium-Legierungen unter Last;  
2019; ISBN: 978-3-95884-032-4
- 17 *Simon Vogt*  
Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung von verpressten Spulen für effizientere E-Traktionsantriebe;  
2019; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20191001-1483133-1-0>
- 18 *Patrick Thomas Helmut Woisetschläger*  
Beitrag zur Optimierung der Schichtanbindung bei thermisch gespritzten Zylinderlaufflächen im Verbrennungsmotor;  
2020; ISBN: 978-3-95884-042-3
- 19 *Michael Walter Krinninger*  
Ansätze zur Reduzierung der prozessbedingten Flitterbildung beim Scherschneiden von Aluminiumblechen im offenen Schnitt;  
2020; ISBN: 978-3-95884-045-4
- 20 *Tim Benkert*  
Blechräderkörper für Leichtbauzahnäder – Eine Machbarkeitsstudie zur Herstellung von tiefgezogenen und feingeschnittenen Innenteilen mehrteiliger Zahnäder;  
2020; ISBN: 978-3-95884-046-1
- 21 *Benjamin Himmel*  
Material Jetting of Aluminium – Analysis of a Novel Additive Manufacturing Process;  
2020; ISBN: 978-3-95884-049-2

- 22 *Florian Martin Hofbauer*  
Großserientaugliche Umsetzung von dünnwandigem Stahlguss für den Automobilbau;  
2020; ISBN: 978-3-95884-050-8
- 23 *Annika Weinschenk*  
Simulative und experimentelle Untersuchungen zur Detektion und Prävention von  
Einfallstellen in Außenhautbauteilen;  
2020; ISBN: 978-3-95884-052-2
- 24 *Florian Heilmeier*  
Ermittlung schwindungsbedingter Gussteilspannungen mit Hilfe eingegossener, faseroptischer  
Dehnungssensoren;  
2020; ISBN: 978-3-95884-053-9
- 25 *Ferdinand Neumayer*  
Ermittlung und Auswirkung der Durchbruchkraft beim Scherschneiden;  
2020; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20200729-1530885-1-5>
- 26 *Manuel Pintore*  
Gießtechnische Herstellung und technologische Charakterisierung von Kupfer-Aluminium  
Schichtverbunden;  
2021; ISBN: 978-3-95884-059-1
- 27 *Tim Mittler*  
Verbundstranggießen von Kupferwerkstoffen;  
2021; ISBN: 978-3-95884-058-4
- 28 *Christoph Hartmann*  
Spatio-Temporal Optical Flow Methods for Process Analysis – Robust Strain, Strain Rate, and  
Crack Propagation Measurement in Shear Cutting;  
2021; ISBN: 978-3-95884-066-9
- 29 *Marco Raupach*  
Simulationsbasierte Konstruktionsmethodik zur Herstellung markanter Bauteilradien im  
Karosseriebau;  
2021; ISBN: 978-3-95884-068-3
- 30 *Fabian Zgoll*  
Methodik zur maschinenoptimalen Werkzeugeinarbeitung durch virtuelle Kompensation der  
Werkzeug- und Pressendurchbiegung;  
2021; ISBN: 978-3-95884-067-6
- 31 *Phillipp Johnathan Lechner*  
A Material Model for Foundry Cores – The Brittle Fracture Behaviour of Chemically-Bound  
Foundry Sands;  
2021; ISBN: 978-3-95884-073-7
- 32 *Martin Feistle*  
Edge-Fracture-Tensile-Test – Neues Kantenrissprüfverfahren für duktile metallische  
Werkstoffe;  
2021; ISBN: 978-3-95884-079-9

- 43 *Mario Claudio Senff*  
Hybride Strukturbauteile für die Karosserie – Fügen von Aluminiumguss und Stahl durch Verbundgießen und Rührreibschweißen;  
2024; ISBN 978-3-9820746-4-1
- 44 *Fabian Constantin Dobmeier*  
Künstliche Intelligenz im Gießereiwesen – Stufenmodell und Einführungsmethode für Anwendungen in der Qualitätssicherung;  
2024; ISBN 978-3-9820746-5-8
- 45 *Daniel Maier*  
Eigenschaftsflexibles Freiformbiegen mit bewegter Matrize;  
2024; ISBN 978-3-911206-00-6
- 46 *Christoph Hartmann*  
Removing stair steps by the use of local variation of binder concentration to achieve Near Net Shape 3D printing;  
2024; ISBN 978-3-911206-02-0
- 47 *Maximilian Gruber*  
Equal-Channel Angular Pressing für industriell anwendbare Aluminiumblechwerkstoffe;  
2024; ISBN 978-3-911206-01-3
- 48 *Roman Norz*  
The Loading Direction and its Effects on the Material Behaviour of Sheet Metals;  
2024; ISBN 978-3-911206-03-7
- 49 *Markus Welm*  
Slug pulling prediction based on experiments, finite elements simulation and surrogate modeling;  
2024
- 50 *Matthias Konrad Werner*  
Freiformbiegen von rechteckigen Hohlprofilen;  
2024; ISBN 978-3-911206-05-1

- 33 *Thomas Greß*  
Vertical Continuous Compound Casting of Copper Aluminium Semi-Finished Products – Design of a Resource-Efficient Production Technology for the Formation of Metallurgically Bonded Bilayer Parts;  
2021; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20210721-1579499-1-7>
- 34 *Jens-Michael Stahl*  
Residual stresses induced by shear cutting – Targeted use for manufacturing functional surfaces with an improved fatigue behavior;  
2021; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20210802-1593943-1-2>
- 35 *Florian Ettmeyer*  
Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme;  
2021; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20211011-1601398-1-3>
- 36 *Lucas Schulte-Vorwick*  
In-Line-Richten von Fahrzeugstrukturteilen aus Leichtmetalldruckguss;  
2021; ISBN: 978-3-95884-075-1
- 37 *Martin Günther Landesberger*  
Characterization and Design of Enhanced Ductile Irons;  
2022; ISBN: 978-3-9820746-9-6
- 38 *Nikolas Viktor Beulich*  
Entwicklung einer Methodik zur Auslegung und Absicherung des Freiformbiegens mit bewegter Matrize für dreidimensionale Biegegeometrien;  
2022; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20221219-1652106-1-5>
- 39 *Philipp Maximilian Tröber*  
Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden und Tiefziehen unter Berücksichtigung von Temperatur und thermoelektrischen Strömen;  
2023; URN: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20230130-1688200-1-4>
- 40 *Matthias Eder*  
Validierung von Materialmodellen – Der MUC-Test als Methodik zur Qualifizierung von Materialmodellen für Blechwerkstoffe;  
2023; ISBN: 978-3-9820746-8-9
- 41 *Simon Josef Vitzthum*  
In-situ Analysis of Elastic-Plastic Characteristics of Steel Sheets;  
2023; ISBN: 978-3-9820746-7-2
- 42 *Patricia Erhard*  
Slurry-based 3D printing of ceramic casting cores;  
2023; ISBN 978-3-9820746-6-5