
Grundlagen des Lochwalzens von ebenen Blechen

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
Genehmigte Dissertation im Fachbereich Maschinenbau von Maximilian
Knoll aus Freudenberg
Tag der Einreichung: 09. Feb. 2024, Tag der Prüfung: 21. Mai 2024

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche
2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Darmstadt – D17



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Fachbereich
Maschinenbau
Institut für
Produktionstechnik und
Umformmaschinen

Grundlagen des Lochwalzens von ebenen Blechen

Genehmigte Dissertation im Fachbereich Maschinenbau von Maximilian Knoll

Tag der Einreichung: 09. Feb. 2024

Tag der Prüfung: 21. Mai 2024

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: [urn:nbn:de:tuda-tuprints-245127](https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:tuda-tuprints-245127)

URL: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/24512>

Jahr der Veröffentlichung auf TUpriints: 2024

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt

<https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung – Weitergabe unter gleichen Bedingungen 4.0

International <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/>

Erklärungen laut Promotionsordnung

§ 8 Abs. 1 lit. d PromO

Ich versichere hiermit, dass zu einem vorherigen Zeitpunkt noch keine Promotion versucht wurde. In diesem Fall sind nähere Angaben über Zeitpunkt, Hochschule, Dissertationsthema und Ergebnis dieses Versuchs mitzuteilen.

§ 9 Abs. 1 PromO

Ich versichere hiermit, dass die vorliegende Dissertation – abgesehen von den in ihr ausdrücklich genannten Hilfen – selbstständig verfasst wurde und dass die „Grundsätze zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis an der Technischen Universität Darmstadt“ und die „Leitlinien zum Umgang mit digitalen Forschungsdaten an der TU Darmstadt“ in den jeweils aktuellen Versionen bei der Verfassung der Dissertation beachtet wurden.

§ 9 Abs. 2 PromO

Die Arbeit hat bisher noch nicht zu Prüfungszwecken gedient.

Darmstadt, 09. Feb. 2024


M. Knoll

Zusammenfassung

Neue Fertigungsprozesse sind für zukünftige innovative Lösungen und den technologischen Fortschritt wichtig. Dabei zielen neue Fertigungsprozesse auf eine Steigerung der wirtschaftlichen Effizienz bei gleichzeitiger Erfüllung von Bauteilanforderungen hinsichtlich multipler Bauteileigenschaften und eine gute Adaptivität auf sich ändernde ökologische und ökonomische Faktoren ab. Ein Ansatz, diesen Anforderungen gerecht zu werden, besteht darin, neue umformtechnische Prozesse für regelungstechnische Ansätze zu entwickeln. Das in dieser Arbeit vorgestellte Fertigungsverfahren Lochwalzen wird den Anforderungen an zukünftige Umformprozesse gerecht und bietet die Möglichkeit, unterschiedlichste Funktionsflächen in dünnwandige Strukturen mit hoher Oberflächengüte und ohne weitere Nachbearbeitung herzustellen. Die Prozessgestaltung weist dabei die Möglichkeit zur Regelung von Produkteigenschaften, wie Geometrie, Mikrogefüge und Martensitgehalt, auf. Im Rahmen dieser Arbeit wird das Verfahren grundlegend beschrieben. Dabei werden empirische Gleichungen zur Auslegung und Abschätzung von zukünftigen Lochwalzprozessen aufgezeigt und Untersuchungen zu Verfahrensgrenzen durchgeführt.

Abstract

New manufacturing processes are important for future innovative solutions and technological progress. Thereby, new manufacturing processes aim to increase economic efficiency while meeting component requirements in terms of multiple component properties and good adaptivity to changing ecological and economic factors. One approach to meet these requirements is to develop new forming processes for control engineering approaches. The manufacturing process of hole-rolling presented in this thesis meets the requirements of future forming processes and offers the possibility to produce different functional surfaces in thin-walled structures with high surface quality and without further finishing. The process design offers the possibility to control product properties such as geometry, microstructure and martensite content. Within the scope of this work, the process is fundamentally described. Empirical



equations for the design and estimation of future hole-rolling processes are presented and investigations of process limits are carried out.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Wissenschaftlicher und technischer Kenntnisstand	5
2.1	Verfahren ähnlicher verfahrenswirksamer Spannungen	5
2.1.1	Rotationskinematisches Umformen	6
2.1.2	Fließspalten	9
2.1.3	Spaltprofilieren	11
2.1.4	Zusammenfassung	13
2.2	Verfahren zur Herstellung von Funktionsflächen in dünnwandigen ebenen Strukturen	14
2.2.1	Scherschneiden	15
2.2.2	Kragenziehen	16
2.2.3	Knickbauchen	16
2.2.4	Fließlochformen	18
2.2.5	Zusammenfassung	18
2.3	Numerische Näherungsverfahren	20
2.4	Ermittlung von Fließkurven mittels Flachstauchversuch	27
2.5	Versagensgrenzen	29
2.5.1	Charakterisierung der Versagensgrenze	32
3	Entwicklung der Verfahrenstechnologie Lochwalzen	37
3.1	Verfahrensbeschreibung Lochwalzen	37
3.2	Einflussgrößen beim Lochwalzen	41
4	Zielsetzung und Vorgehensweise	47

5	Experimentelle Prozessführung	51
5.1	Aufbau des Prüfstandes	51
5.2	Messwertverarbeitung	52
6	Experimentelle Ergebnisse	55
6.1	Untersuchungen des Materials DC04	55
6.2	Untersuchung von Aluminiumlegierungen	60
6.2.1	AW5083	60
6.2.2	AW6082	61
6.3	Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse	62
7	Numerische Prozessuntersuchung	65
7.1	Modellaufbau	65
7.2	Bestimmung der Fließkurve	67
7.2.1	Mathematische Fließkurvenbeschreibung	69
7.3	Validierung des FE-Lochwalzmodells	74
7.3.1	DC04	74
7.3.2	AW5083	76
7.4	Sensitivitätsanalyse des FE-Lochwalzmodells	79
7.5	Numerische Ergebnisse	80
8	Modellbildung	83
8.1	Werkzeug-Werkstückkontakt	83
8.2	Werkzeugkontaktzeit	89
8.3	Umformgrad und Dehnrate	90
8.4	Modellbasierte Prozesskraft	93
8.5	Zusammenfassung	95
9	Prozessgrenzen	97
9.1	Materialspezifische Fehlerbilder	97
9.1.1	Lode-Winkel und Triaxialität beim Lochwalzen	101
9.1.2	Ermittlung des Bruchumformgrads	106
9.1.3	Versagensvorhersage beim Lochwalzen	112
9.2	Fehlerbilder der Prozessführung und -gestaltung	116
10	Zusammenfassung und Ausblick	121

1 Einleitung

In Zeiten von ökologischen und ökonomischen Unsicherheiten ist die Einsparung von Rohstoffen und Energie sowie die Reaktionsfähigkeit auf sich ändernde Marktbedingungen unabdingbar [Gro10; Pfe21*]. Umformtechnische Fertigungsverfahren bieten dabei durch eine höhere Werkstoffausnutzung verglichen mit zerspanenden Fertigungsverfahren energetische und gleichzeitig verfahrenstechnische Vorteile [Her89; DB10]. Zur Einsparung von Energie und Kosten werden zukünftig vermehrt Verfahren erforderlich, welche in einem Prozess mehrere Bauteile und Funktionen in einer Struktur vereinen [Coo20], sowie Prozesse, welche niedrige Stückzahlen bis hin zu Einzelteilfertigung mit spezifischen Eigenschaften ermöglichen [Hop18*]. Dabei zeichnen sich zukünftige Produktionsprozesse durch ihre zunehmende Komplexität und damit den Herausforderungen, unter unsicheren Prozessbedingungen gleichbleibende Qualitäten bei gleichzeitig steigenden Prozessanforderungen zu gewährleisten, aus. Durch die simulative Abbildung von Prozessketten und dem Einsatz von regelungstechnischen Ansätzen ist es allgemein möglich, auf Unsicherheit in Prozessen zu reagieren [All16; Gro21*; Bö18*]. Dabei können systematische Vorgehensweisen zur Datenerfassung und -verarbeitung in Kombination mit maschinellen Lernverfahren unterstützen [Mol21*]. Hierzu bedarf es einer Integration von Sensoren, Stellgliedern und neuartigen Maschinenelementen, wie beispielsweise Wälz-Gleitlagerungen, in umformtechnischen Maschinen und Prozessen [Pel21*; Pfe21*; SKG19*]. Die Regelbarkeit von Produkteigenschaften, wie Geometrie und Steifigkeiten, konnte bereits für umformtechnische Prozesse im Bereich der Forschung nachgewiesen werden [HHG17; Hop18*; Gro22], wodurch sich die Forschung nach [Jog18*; Gro18] im Level 3 der Automatisierung befindet. Die Regelung weiterer Produkteigenschaften wie Härte, Mikrogefüge und Martensitgehalt stehen

im Fokus der aktuellen Forschung [Müh21*; Spi22b*; Spi23*] und werden derzeit für unterschiedliche Verfahren untersucht.

Abbildende umformtechnische Verfahren basieren auf starren Werkzeuggeometrien, welche im Wesentlichen durch eine positive und negative Werkzeuggeometrie die Produktgeometrie vorgeben. Die abbildende Umformtechnik ermöglicht durch starre Werkzeuggeometrien, hohe Stückzahlen und geringe Werkstückkosten, wodurch auf Halbzeugschwankungen und Marktschwankungen ausschließlich durch kostenintensive Werkzeuganpassungen reagiert werden kann. Um die Umformtechnik an die neuen Herausforderungen der sich schneller ändernden Marktbedingungen und schwankenden Halbzeugeigenschaften anzupassen, ist es notwendig, das Level der Automatisierung in der Umformtechnik zu erhöhen. Dabei werden für konventionelle Werkzeuge zusätzliche Werkzeugfreiheitsgrade benötigt. Inkrementelle Umformverfahren, wie beispielsweise das Single Point Incremental Forming, bieten hier bereits eine Möglichkeit, durch vorhandene Werkzeugfreiheitsgrade komplexe Geometrien in geringer Stückzahlen kostengünstig zu fertigen und Produkteigenschaften zu regeln [Duf18; Sie22]. Das Single Point Incremental Forming basiert dabei auf der Umformung von Materialien, welche durch den punktuellen Werkzeugeingriff inkrementell in komplexe Geometrien gedrückt werden. Die Herstellung von innenliegenden Funktionsflächen, wie beispielsweise Lagerstellen mit hoher Oberflächengüte und Maßgenauigkeit, ist hingegen mit den bekannten inkrementellen Umformverfahren nur eingeschränkt möglich. Das im Rahmen dieser Arbeit erstmals untersuchte Verfahren Lochwalzen weist die Vorteile der inkrementellen Umformtechnik und die Möglichkeit der Herstellung von Funktionsflächen auf.

Im Hinblick auf die zukünftige Umsetzung, Weiterentwicklung und die Regelung von Produkteigenschaften beim Lochwalzen besteht der Bedarf, die grundlegenden Prozesszusammenhänge zwischen Führungsgröße, Prozessparameter und Produkteigenschaft zu verstehen und diese mathematisch zu beschreiben. Daher fokussiert sich die vorliegende Arbeit auf die mathematische Beschreibung grundlegender umformtechnischer Prozessgrößen wie der Prozesskraft, der Kragenhöhe und dem Umformgrad, welche zur Auslegung des Lochwalzens und zur Regelung eingesetzt werden können, sowie die damit einhergehenden prozessspezifischen Randbedingungen.

Die mathematischen Beschreibungen der grundlegenden Prozessgrößen basieren auf

experimentellen und simulativen Untersuchungen. Auf Grundlage der gewonnenen Ergebnisse werden aus den zeitlichen und räumlichen Zusammenhängen empirische Modelle abgeleitet. Die Kombination aus analytischen Ansatzfunktionen und empirischen Gleichungen resultiert in grundlegenden, Prozessparameter abhängigen Gleichungen. Ein anschließender Vergleich des modellbasierten Ansatzes zeigt, dass die getroffenen Annahmen unter Berücksichtigung der bekannten Unsicherheit ihre Gültigkeit besitzen.

Die Grundlage für die Gestaltung von Produkten und deren Herstellungsprozessen basiert auf der Kenntnis des möglichen Einsatzbereiches. Zur Herstellung fehlerfreier Produkte für den Endkunden sind hierfür das Prozessverständnis und die Grundlagen der Prozessgrenzen, welche durch auftretende Fehler gegeben sind, erforderlich. Die Beschreibung der Prozessgrenzen erfolgt für den Lochwalzprozess anhand numerischer und experimenteller Ergebnisse. Anschließend werden Handlungsempfehlungen für zukünftige Lochwalzprozesse dargelegt.

2 Wissenschaftlicher und technischer Kenntnisstand

Im Folgenden werden umformtechnische Prozesse dargelegt, die zum Lochwalzen ähnliche Werkzeugeingriffe und damit einhergehend ähnliche Materialflüsse und Spannungszustände aufweisen. Für die grundlegende Beschreibung und die Spannungszustände des Lochwalzprozesses wird auf [Kno20*] sowie Kapitel 3 und 2.5 verwiesen. Weiterhin werden Prozesse, welche die Herstellung von Funktionsflächen in dünnwandigen Blechstrukturen ermöglichen, analysiert und diskutiert. Zusätzlich zu den Fertigungsverfahren werden Grundlagen der numerischen Berechnungsverfahren behandelt.

2.1 Verfahren ähnlicher verfahrenswirksamer Spannungen

Eine allgemeine Einteilung von Fertigungsverfahren erfolgt nach DIN 8580, welche die Fertigungsverfahren in Hauptgruppen nach dem Zusammenhalt der Teilchen und der Art der Formänderung klassifiziert. Das Beibehalten der Masse, wie es in der Umformtechnik erfolgt, wird dabei der Hauptgruppe DIN 8582 zugeordnet. Eine weitere Gliederung erfolgt anhand der verfahrenswirksamen Spannungen. Als verfahrenswirksame Spannung wird die Spannung bezeichnet, welche im Wesentlichen die plastische Deformation des Bauteils hervorruft. Des Weiteren kann eine Einteilung der umformtechnischen Verfahren anhand der Form des Halbzeugs erfolgen. Dabei wird nach [DB10] zwischen der Blechumformung (Blechdicke < 10 mm) und Massivumformung unterschieden. Die Klassifizierung der Verfahren nach der Halbzeugtemperatur wird ebenso in der Literatur beschrieben. Hier unterscheidet man zwischen Kalt- (20 °C), Halbwarm- (600 °C bis 900 °C) und Warmumformung

(1000 °C bis 1200 °C) [DB10]. Einen Sonderbereich bilden die inkrementellen Umformverfahren ab. Nach [GJ01] lassen sich inkrementelle Umformverfahren vorrangig in translatorische Bewegung (z.B. inkrementelles Schmieden) und rotatorische Bewegung (z.B. inkrementelles Walzen) einteilen. Eine weitere Klassifikation der inkrementellen Umformverfahren hat [ST95] anhand der Kontaktfläche, Anzahl der Werkzeuge, Werkzeuggeometrie, Werkzeugposition, Werkzeugbewegung und Werkstückbewegung in Anlehnung an die Zerspanung vorgeschlagen. [Mer12] erweitert die vorhandene Einordnung um die Gruppe der Blechmassivumformverfahren. Unter der Blechmassivumformung werden nach [Mer12] Umformprozesse verstanden, welche Bleche mit einem beabsichtigten dreidimensionalen Materialfluss herstellen.

Prozessähnliche Verfahren zum Lochwalzen weisen nach [DB10] die Klassifikationsmerkmale der Kaltumformung in Kombination, der Blechumformung als auch der Massivumformung, aufgrund des dreidimensionalen Materialflusses auf. Somit lässt sich das Lochwalzen der Gruppe der Blechmassivumformung zuordnen. Gleichzeitig lässt sich das Lochwalzen nach DIN8582 der Gruppe der Druckumformung und der inkrementellen Umformung mit rotatorischer Bewegung zuordnen. Ähnliche Verfahren sind hier das rotationskinematische Umformen von Profilscheiben, das Fließspalten und das Spaltprofilieren. Betrachtet man die Prozesse, unterscheiden sich diese, ebenso im Prozessablauf und lassen sich in kontinuierliche (Spaltprofilieren) und diskontinuierliche (rotationskinematisches Umformen und Fließspalten) gruppieren.

Im Weiteren werden die Verfahren Spalten, Fließspalten und Spaltprofilieren bezüglich ihrer Spannungszustände, Prozessparameter und Prozessabläufe beschrieben und diskutiert.

2.1.1 Rotationskinematisches Umformen

Das rotationskinematische Umformen von Ronden, weiterhin auch als Spalten bezeichnet, ist ein diskontinuierlicher Prozess, welcher zur Herstellung rotationssymmetrischer, gespaltener Blechronden der Außenkante führt. Erste Beschreibungen finden sich in der Patentschrift Nr. 1206838 von 1966. Das Verfahren wird zur Herstellung von Halbzeugen wie Naben, Felgen oder anderer ähnlicher rotations-

symmetrischer Bauteile verwendet. Neben rotationssymmetrischen Bauteilen sind auch nicht rotationssymmetrische Bauteile möglich. [Gro91]

Der Verfahrensablauf beruht dabei auf zwei unabhängigen Freiheitsgraden, vgl. Abb. 2.1. Dabei wird die Blechrunde mit Hilfe einer angetriebenen Werkzeugeinspannung mit der Winkelgeschwindigkeit ω in Rotation versetzt. Durch die gleichzeitige radiale Zustellung v_r der Spaltwalze, wird die Blechrunde partiell oszillierend aufgespalten. Dabei beeinflussen die radiale Zustellung und die Spaltwalzengeometrie maßgeblich die Bauteilgeometrie. [Gro91]

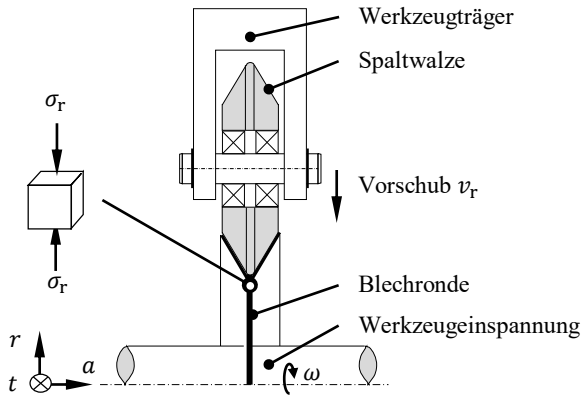


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung und verfahrenswirksamer Spannungszustand des rotationskinematischen Umformens von Blechrunden i. A. an [Hau99]

Durch die kinematische Kopplung einer rotatorischen und einer linear radialen Bewegung, lassen sich gezielt Form- und Produkteigenschaftsänderungen erreichen. Resultierend aus den gekrümmten Körperflächen und den damit einhergehenden Relativgeschwindigkeiten zwischen Werkstück und Werkzeug, tritt lokal erhöhter adhäsiver und abrasiver Verschleiß auf. Die beim Spalten entstehende Gleitreibung weist dabei im Wesentlichen Mischreibung auf, welche in Teilbereichen in Grenzreibung übergeht. [Gro91]

Im Weiteren werden die grundlegenden kinematischen Beziehungen beim Spalten beschrieben. Unter der Annahme einer konstanten Drehzahl ω und eines konstanten

radialen Vorschubs pro Umdrehung ν_r berechnet sich der Werkstückradius R_{WS}

$$R_{WS}(\varphi) = R_0 - \frac{\nu_r \cdot \varphi}{2\pi}, \quad (2.1)$$

mit dem Ausgangsradius R_0 und dem Drehwinkel φ , ergibt sich nach [Gro91] die Umfangsgeschwindigkeit v_{WS} wie folgt:

$$v_{WS} = 2\pi \cdot \omega \cdot R_{WS}. \quad (2.2)$$

Die mathematische Beschreibung der gesamten gekrümmten Kontaktfläche $A_{ges.}$ beim Spalten lässt sich allgemein als Integral $A_{ges.} = \int_A dA$ anhand infinitesimal kleiner Flächenelementen dA über die Fläche A beschreiben und ergibt sich beim Spalten aufgrund der gekrümmten Kontaktfläche in Abhängigkeit des radialen Vorschubs. [Gro91]

Im Vergleich zum Lochwalzprozess (vgl. Kapitel 8.1) bestehen jedoch große Unterschiede hinsichtlich der Kontaktfläche zum Spalten, weshalb hier auf die Herleitung von [Gro91] verzichtet wird. Jedoch zeigt sich, dass das Verhältnis von Anfangswerkstückradius zu Werkzeugradius einen wesentlichen Einfluss auf die Kontaktfläche hat [Gro91].

Zur Beschreibung der Umformkraft trifft Grotmann die Annahme, dass die wirkende Spannung durch den Ansatz nach Hill über der Kontaktfläche bekannt ist. Mit dem Ansatz $d\vec{F}_n = \vec{\sigma}_n dA$ setzt sich die Umformkraft aus dem Produkt der jeweiligen Normalspannungen und Kontaktflächen zusammen. [Gro91] Eine Übertragbarkeit des gewählten Ansatzes von Hill ist aufgrund des dreiachsigen Spannungszustandes für das Lochwalzen und aufgrund des bisher nicht vorhandenen Gleitlinienansatzes für das Lochwalzen nicht sinnvoll anwendbar. Grotmann zeigt die Abweichungen zwischen dem gewählten Modellansatz und experimentellen Untersuchungen auf. Dabei wird bei dem Modellansatz von einem konstanten Umformgrad ausgegangen, was zu einer Kraftabnahme über der Eindringtiefe führt. Im Vergleich dazu weisen die experimentellen Ergebnisse eine Ähnlichkeit zur Wurzelfunktion auf. Abhängig von Material, Geschwindigkeit und Eindringtiefe liegen die Abweichungen der Radialkraft bei Stahl 1.0335 (StW24) bei bis zu 77 % und bei Aluminium AW5083 (AlMg4,5Mn) bei bis zu 37 %. Die berechneten Tangentialkräfte weisen dabei im

Vergleich zu den Radialkräften noch größere Kraftdifferenzen auf [Hau99]. Einen sehr ähnlichen Ansatz verfolgt ebenso [Bau90]. Die dabei auftretende Abweichung der Kraft liegt bei bis zu 83 %.

Eine statistische Methode zur Berechnung von Drehmoment und Umformkraft stellt [Kel96] auf. Dabei sind die Prozessgrößen abhängig von Werkstoff, Drehzahl, Vorschubgeschwindigkeit, Kantenradius des Werkzeugs, Werkzeugflankenwinkel und der Blechdicke. Zur Bestimmung der statistischen Faktoren, wird die Spalttiefe auf 15 mm festgelegt. [Kel96] erreicht mit seiner Methode für einen zur Ermittlung der Koeffizienten unbekanntem Werkstoff eine maximale Abweichung von 20,1 % beim Drehmoment und 5,5 % der Umformkraft. Dabei ist das Modell sowohl auf Stahl als auch auf Aluminium anwendbar. Eine zeitabhängige Prozessgrößenbeschreibung der Spalttiefe ist mit der vorgestellten Methode nicht möglich.

2.1.2 Fließspalten

Mit dem Ziel, rissfreie Blechronden herzustellen, hat sich aus dem Spalten von Blechronden das Fließspalten entwickelt. Grundlage zur rissfreien Herstellung von Blechronden ist dabei die Überlagerung der Druckspannungszustände in der Umformzone mit einer stumpfen Spaltwalze. Die Druckspannungen werden im Vergleich zum Spalten durch zusätzliche Hilfswalzen (vgl. Abb. 2.2) erzielt, welche den axialen Werkstofffluss begrenzen, wodurch axiale Druckspannungen resultieren. Der daraus entstehende hydrostatische Spannungszustand beeinflusst die wirkenden Tangentialspannungen beim Fließspalten, wodurch wiederum Rissbildung vermieden wird und die Prozessgrenzen erweitert werden. [Jöc05]

Durch das Fließspalten lassen sich sowohl symmetrische als auch asymmetrische Blechronden herstellen. Ebenso ist eine Kombination aus symmetrischen und asymmetrischen Prozessschritten in zwei Stufen möglich, um unterschiedliche Geometrien zu erzeugen. [GJ02]

Zur Beschreibung der Prozessgrößen Kraft, Spannungszustand und Geometrie wird in den Arbeiten von [Hau99; HVA00; YHZ10; Hua08] der Ansatz der finite Element (FE) Simulation verwendet. Zur Reduktion der Rechenzeit werden dabei axialsymmetrische Modelle eingesetzt, welche das Ausknicken der Blechronde durch

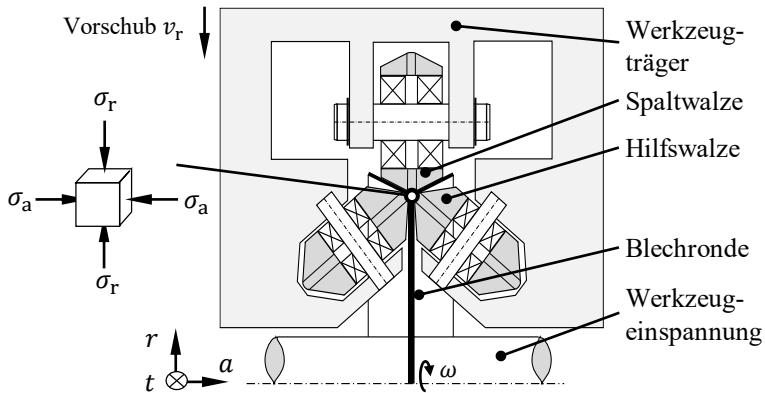


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung und verfahrenswirksamer Spannungszustand des Fließspaltens i. A. an [SH00]

zusätzliche Randbedingungen verhindern [Hau99]. Dabei ist die Annahme eines axialsymmetrischen Prozesses aufgrund des inkrementellen Werkzeugeingriffs und des daraus resultierenden Spannungszustands nicht gerechtfertigt. Die Abweichungen zwischen Experiment und Simulation sind dabei hauptsächlich abhängig von der Prozessgeschwindigkeit. Dabei nimmt die maximale Abweichung mit zunehmender Prozessgeschwindigkeit zu. Die maximale Abweichung bei $ALMgSi1(w)$ liegt dabei bei 1 mm/s bei 34 %. Neben den absoluten Abweichungen bestehen des Weiteren qualitative Abweichungen im Kraftverlauf. Einen analytischen Ansatz zur Beschreibung der Spaltkraft entwickelt [Hua08]. Die analytische Beschreibung von Huang weist dabei bis zu einer Spalttiefe von 6 mm eine gute Übereinstimmung zu experimentellen Versuchen auf. Dabei beträgt die maximale Abweichung der berechneten Radialkraft 17 %. Üblicherweise liegen relevante industrielle Spalttiefen >10 mm, weshalb im industriellen Anwendungsbereich größere Abweichungen zu erwarten sind.

2.1.3 Spaltprofilieren

Durch das Spaltprofilieren, auch als lineares Fließspalten bezeichnet, lassen sich im kontinuierlichen Prozess, inkrementell Blechbänder an dem Blechrand aufspalten. Dabei entstehen Halbzeuge für die Weiterverarbeitung zu Kammerprofilen, Strukturelemente, welche durch Hochkant-Biegen oder Walzprofilieren [Tap16] als funktionsintegrierte Bauteile eingesetzt werden. Im Vergleich zum Fließspalten erfolgt die inkrementelle Umformung in mehreren diskreten Schritten über ortsfeste Walzgerüste hinweg [Jöc05; Vuč10]. Ebenso besteht die Möglichkeit das Spaltprofilieren mit einem Walzgerüst im Reversierbetrieb durchzuführen [Vuč10]. Die translatorische Werkzeugbewegung in Richtung der x-Achse (vgl. Abb. 2.3) erfolgt durch den Reibkraftschluss der angetriebenen Hilfswalzen, wobei die Spaltwalzen aufgrund des Werkstück-Werkzeugkontakts rotieren. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, die Werkzeugbewegung durch zusätzliche Antriebswalzen zu realisieren, wodurch sowohl die Hilfswalzen als auch Spaltwalzen aufgrund der Kontaktbedingungen rotieren [Vuč10]. Neben der Aufgabe des Werkstückvorschubs besteht die Hauptaufgabe der Hilfswalzen darin, analog zum Fließspalten einen hydrostatischen Druckspannungszustand in dem Prozess zu erzeugen, um Rissen vorzubeugen und die Prozessgrenze zu erhöhen [Vuč10]. Die erreichbare Oberflächenrauheit hängt dabei vom Material [HMB08] und der Werkzeugoberfläche ab [Nie16; Vuč10]. Gleiche Effekte lassen sich beim Flachwalzprozess von Blechbändern beobachten [Sie15]. [HMB08] erreicht dabei einen arithmetischen Mittenrauwert von $R_a = 0,05 \mu\text{m}$. [Neu16] untersucht in seiner Arbeit den Bandkanteneinfluss durch Herstellung der Bandkante durch Fräsen, Laser-, Wasserstrahl- und Scherschneiden. Dabei zeigt sich, dass die Herstellverfahren keinen signifikanten Einfluss auf die Spalttiefe, Spalthöhe, Korngröße, Härte und Prozesskraft aufweisen.

Jöckel beschreibt neben dem grundlegenden Verfahrensablauf analytisch die sich ausbildende Flanschlänge und -dehnung an der Oberfläche. Der Ansatz beruht dabei auf der Volumenkonstanz, die durch die definierten Werkzeugkontaktzonen in zwei Raumrichtungen und der Annahme eines ebenen Spannungszustands möglich ist. Flanschlänge und Dehnung sind dabei abhängig von der Spaltwalzenzustellung, dem Winkel und Abstand zwischen Spalt- und Hilfswalze, den Radien der Werkzeuge und der Blechdicke. Ein direkter Vergleich zwischen mathematischem Modell und experimentellen Ergebnissen wird nicht durchgeführt. Die modellbasierte Ermitt-

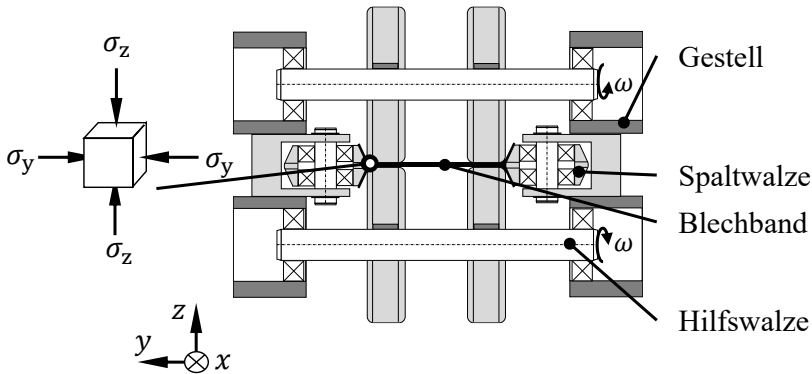


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung und verfahrenswirksamer Spannungszustand des Spaltprofilierens

lung der Walzenkräfte sowie orts- und zeitabhängiger Prozessgrößen wird weiterhin mittels dreidimensionaler FE Simulation untersucht. Zur Reduktion der Rechenzeit wird die Symmetrie an der Blechmittelebene verwendet. Zur Simulation des Spaltprofilierens kommt hierzu eine Blechlänge von 160 mm zum Einsatz, um einen stationären Bereich ohne Ein- und Auslaufverhalten zu erhalten. Der Vergleich der radialen Spaltwalzenkraft zwischen *Abaqus* und *MSC Superform* bei einer Gesamtspalttiefe von maximal 10 mm weist geringfügige Abweichungen auf. Hingegen liegt die maximale Abweichung der Prozesskraft zwischen Simulation und Experiment bei bis zu 34 %. [Jöc05]

[Rul18] verbessert in seiner Arbeit die numerische Abbildung durch Berücksichtigung von bereichsabhängigen Reibwerten und einer Cut-Expand-Methode anstelle einer Neuvernetzung. Hierdurch wird eine Verbesserung der Rechenzeit von bis zu 20 % und eine Steigerung der prognostizierten Genauigkeit der Flanschlänge erreicht. Die Abweichung der Prozesskraft liegt abhängig von der Spalttiefe im Bereich von 20 % bis 50 %. Rullmann führt die Abweichung der Kraft auf die extrapolierte Fließkurve auf Grundlage des Zugversuchs zurück. Untersuchungen des Spaltprofilierens von [MLG17; Mon19] weisen im Wesentlichen das gleiche Vorgehen wie in der Arbeit

von [Rul18] auf. Die Simulationsmodelle unterscheiden sich im Wesentlichen im verwendeten Reibmodell. Dabei verwendet Monnerjahn auf Grundlage von Untersuchungen von [Lob17] einen konstanten Reibwert von $\mu = 0,1$. Monnerjahn erreicht in seinen Untersuchungen eine maximale Abweichung der Prozesskräfte von 15 %. [Lud13] zeigt darüber hinaus in seiner Arbeit, dass beim Spaltprofilieren die Reibung und Prozessgeschwindigkeit einen wesentlichen Einfluss auf die Produktqualität haben. Dabei wird durch die Reduktion des Schmiermittels der hydrostatische Druckspannungszustand erhöht, wodurch Risse vermieden und Flanschlängen um bis zu 5 mm reduziert werden. Aufbauend auf vorherigen Arbeiten untersucht [Tap16] in seiner Arbeit den Einfluss einer an das Spaltprofilieren nachgelagerten Hochkant-Biegestufe für Biegeradien von 524 mm bis 2200 mm. Das Biegen der Spaltprofile führt dabei zu Zug- und Druckspannungen im Flansch, welche das Spaltprofilieren beeinflussen. [Tap16] entwickelt darüber hinaus einen analytischen Ansatz zur Beschreibung der auftretenden Biegemomente. Dieser basiert dabei auf der elementaren Biegetheorie, welche durch unterschiedliche Materialeigenschaften, abhängig von ausgewählten Profilquerschnitten im Flansch, Einzelbiegemomente ergibt. Die Einzelbiegemomente führen in der Summe zum Gesamtbiegemoment des Hochkant-Biegeprozesses. Der Vergleich des analytischen Modellansatzes mit experimentellen Ergebnissen zeigt dabei für Biegeradien größer 600 mm eine gute Übereinstimmung, mit einem mittleren Fehler von maximal 6 %. Für kleinere Biegeradien überschätzt das modellbasierte Biegemoment die experimentellen Ergebnisse deutlich.

2.1.4 Zusammenfassung

Die vorgestellten Verfahren zeichnen sich durch endkonturnahe Geometrien aus, welche durch die inkrementelle Blechmassivumformung erzielt werden. Die Produkte weisen geringe Oberflächenrauheiten und eine hohe Oberflächenhärte auf. Durch Anpassung der Prozessparameter lassen sich bei gleicher Werkzeuggeometrie unterschiedliche Produkteigenschaften erzielen. Diese werden unter anderem durch die Prozessgeschwindigkeit oder die Reibung beeinflusst. Zur Beschreibung der zeitlich und räumlich auftretenden Prozessparameter, kommen sowohl analytische, empirische als auch numerische Verfahren zum Einsatz. Numerische Verfahren weisen dabei aufgrund des hohen Umformgrads und der starken Netzverzerrungen lange Rechenzeiten auf. Ein wesentlicher Einfluss auf die numerische Ergebnisqualität

zeigt sich dabei in Form der Fließkurve und des verwendeten Reibmodells. Die analytischen Ansätze basieren zumeist auf der Annahme eines ebenen Spannungszustands und der Volumenkonstanz, welche aufgrund der in zwei Raumrichtungen beschränkten Werkzeugkontakte einen definierten Materialfluss vorgeben.

2.2 Verfahren zur Herstellung von Funktionsflächen in dünnwandigen ebenen Strukturen

Im Folgenden werden die Verfahren Scherschneiden, Kragenziehen, Knickbauchen, vgl. Abbildung 2.4 und Fließlochformen vorgestellt und deren Vor- und Nachteile diskutiert. Dabei weisen alle Verfahren die Fähigkeit der Integration von Funktionsflächen in dünnwandige Blechstrukturen auf. Für weitere Sonderverfahren der Blechmassivumformung zur Herstellung von Funktionsflächen und Nebenformen wird auf [Sch16; Mer12] verwiesen.

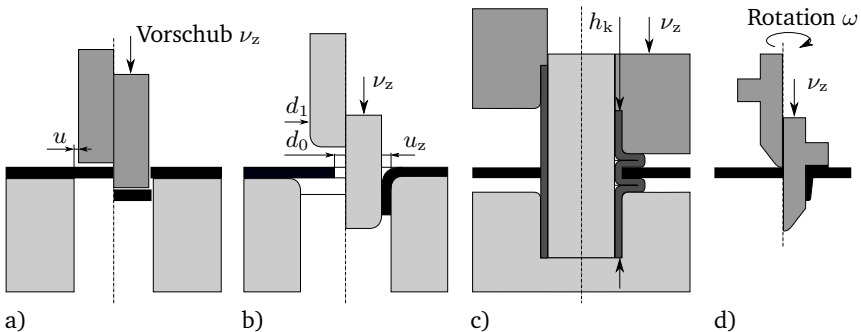


Abbildung 2.4: Verfahren zur Herstellung von Funktionsflächen in dünnwandigen Blechstrukturen. a) Scherschneiden b) Kragenziehen c) Knickbauchen d) Fließlochformen; u : Schneidspalt, v_z : Vorschubgeschwindigkeit in z Richtung, d_1 : Stempeldurchmesser, d_0 : Vorlochdurchmesser, u_z : Ziehspalt, h_k : Kragenhöhe

2.2.1 Scherschneiden

Das Scherschneiden ist das am häufigsten eingesetzte Verfahren zur Herstellung kostengünstiger spanlos hergestellter Blechprodukte und wird bei hohen Stückzahlen für ein breites Produktspektrum eingesetzt. Die Verwendung des Scherschneidprozesses erfolgt dabei meist in mehrstufigen Werkzeugen und dient sowohl der reinen Geometrieherstellung als auch zur Vorbereitung von nachgelagerten Umformprozessen, wie Biegen, Kragenziehen und Knickbauchen. Ein Scherschneidwerkzeug besteht mindestens aus einem Stempel und einer Matrize. Der Stempel bewegt sich an der meist stationären Matrize vorbei, wodurch die Schneidelemente maßgeblich für den Schervorgang im Halbzeug verantwortlich sind. Nach [HNS12] kann der Schneidprozess in fünf Phasen unterteilt werden.

Phase 1 - Der Niederhalter fixiert das Blech

Phase 2 - Elastische Verformung des Blechs

Phase 3 - Plastische Verformung des Blechs

Phase 4 - Rissbildung und Trennung des Blechs

Phase 5 - Rückfederung und Stanzbewegung in die Ausgangslage

Sobald die Streckgrenze des Materials erreicht ist (Übergang Phase 2 zu Phase 3), kommt es zu einer plastischen Verformung. Die plastische Verformung findet in einem Bereich in der Nähe der Schneidkanten statt. Dieser Bereich wird als Scherzone bezeichnet. Durch das fortschreitende Eindringen des Stempels in das Blech entsteht eine Glattschnittfläche, welche eine hohe Oberflächengüte aufweist. Ist die Umformbarkeit des Materials erschöpft, kommt es zur Rissbildung (Phase 4). Abhängig von verschiedenen Parametern kann dies entweder vom Stempel, von der Matrize oder von beiden gleichzeitig ausgehen und endet mit dem Materialbruch. [VS15] Die Schnittqualität des Scherschneidens und damit die Funktionsfläche, wird anhand des Kanteneinzugs, des Glattschnitts, der Bruchfläche, des Schnittgrats und dem Bruchwinkel bewertet. [DB10]

Einen wesentlichen Einfluss auf die Schnittqualität hat der Schneidspalt u , welcher das Rissbildungsverhalten beim industriell häufig eingesetzten Kragenziehen beeinflusst. Der Einsatz des zweistufigen Scherschneidens mittels Nachschneiden wird

unter anderem zur Herstellung von Funktionsflächen verwendet und besitzt einen hohen Glattschnittanteil von bis zu 88 %. [Glä13] Beim Scherschneiden sind dabei Oberflächenrauheiten von $R_a \leq 3,2 \mu\text{m}$ erreichbar [Rîp17]. Die Maßhaltigkeit von üblichen Schneidflächen bei Blechdicken von 2 mm bis 12 mm liegt bei $\pm 0,025 \text{ mm}$ [HK12].

2.2.2 Kragenziehen

Kragenziehen wird zur Herstellung von rotationssymmetrischen Kragen verwendet, bietet jedoch ebenso die Möglichkeit ovale oder eckige Konturen herzustellen. Anwendungsgebiete sind beispielsweise die Herstellung von Versteifungen, Lagersitzen und die Herstellung des Vorlochs für Gewinde. Die Prozessgrenzen des Kragenziehens werden durch Materialeigenschaften, die Blechdicke s_0 , den bezogenen Vorlochdurchmesser d_0/s_0 , das Vorlochherstellverfahren, den Einsatz eines Gegenhalters und das Aufweitverhältnis d_1/d_0 bestimmt [Lan90]. Dabei lassen sich beim konventionellen Kragenziehen ohne den Einsatz von Gegenhaltern Aufweitverhältnisse von $d_1/d_0 \leq \text{DC03 1.0347} : 2,4$; $\text{AW} - 1050\text{A} : 3,4$ erreichen [[KT54] nach [Lan90]]. Für das Material DC04 1.0338 (ehemals St14) ergibt sich das Aufweitverhältnis in Abhängigkeit des bezogenen Vorlochdurchmessers und des Vorlochherstellverfahrens nach Abbildung 2.5. Das Vorlochherstellverfahren weist somit einen wesentlichen Einfluss auf das Aufweitverhältnis auf. Dabei ist für das Material St14 mit einem gebohrten Vorloch eine mindestens doppelt so große Aufweitung im Vergleich zum gestanzten Vorloch möglich.

Zur Integration von Funktionen ist des Weiteren die Kragenhöhe h ein wichtiger Designparameter, welcher für enge Ziehspalte $u_z \approx s_0$ mit mittlerem Durchmesser d_m mit $h = 12 \cdot (d_m - d_0)$ angegeben wird [Lan90]. Die Oberflächenrauheit sowie die Materialstärke des hergestellten Kragens entsprechen beim konventionellen Kragenziehen ungefähr den Halbzeugeigenschaften.

2.2.3 Knickbauchen

Das Knickbauchen gewinnt aufgrund der zunehmend schlechteren Schweißseignung von hochlegierten Stählen an Bedeutung. Die grundlegende Beschreibung des Ver-

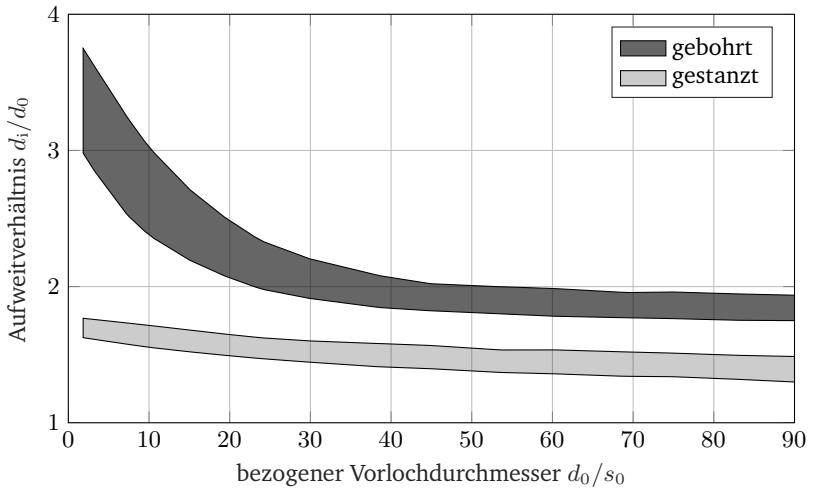


Abbildung 2.5: Prozessfenster beim Kragenziehen des Materials DC04 unter Berücksichtigung des Vorlochherstellungsprozesses [[KT54] nach [Lan90]]

fahrens ist in [Lan90] dargelegt. Ein typischer Anwendungsfall des Knickbauchens sind Rohr-Blechverbindungen, die im Vergleich zur ebenso möglichen Schweißverbindung wirtschaftliche sowie technologische Vorteile bieten. Dabei beruht die Fügestelle auf einer kraft-formschlüssigen Verbindung. Mit verringerten Taktzeiten, reduzierten Beschichtungsproblemen, Fügen von beschichteten Komponenten sowie die Herstellung von kombinierten Materialpaarungen bietet das Verfahren somit einige technologische Vorteile im Vergleich zum Kragenziehen. [Vie15]

Der wichtigste geometrische Parameter neben der Geometrie von Rohr und Blech ist die freitragende Länge der Rohrwand zwischen den Umformwerkzeugen, welche das Prozessverhalten bestimmen [Rus17]. Die erreichbaren Kragenhöhen und -durchmesser beschränken sich beim Knickbauchen auf den verfügbaren Werkzeugbaureaum und sind abhängig von dem Rohrhalfzeug. Die für die Integration von Funktionen relevanten Festigkeits- und Designeigenschaften der dabei entstehenden Fügeverbindung sind nur unzureichend für die Produkt- und Prozessauslegung untersucht [Vie15]. Erste Untersuchungen bezüglich der Dauerfestigkeit ergaben,

dass das Versagen der Hauptumformzone durch temperierte Einsätze bei 700°C einen signifikanten Anstieg der Wechselfestigkeit gegenüber dem kaltumgeformten Halbzeug ermöglicht [Rus17]. Schlussfolgernd weist das Knickbauchen Nachteile im Bereich der Dauerwechselfestigkeit auf oder verliert durch die notwendige Warmumformung seine verfahrenseigenen Vorteile im Bereich des Fügens von beschichteten Komponenten.

2.2.4 Fließlochformen

Das Fließlochformen, auch Fließbohren bezeichnet, ist ein weiteres Verfahren zur Herstellung rotationssymmetrischer Durchzüge ähnlich dem Kragenziehen und eignet sich zur Herstellung von Funktionsflächen wie hochfesten Gewinden, Lötverbindungen, Buchsen für Lagerungen sowie Bohrungen. Das Verfahrensprinzip des Fließbohrens beruht auf der Wärmeentwicklung durch Reibung zwischen Werkzeug und Halbzeug, welche aufgrund des rotierenden Werkzeugs unter dem Druck des Vorschubs v_z entsteht. Die dabei entstehenden Temperaturen reduzieren die Fließspannungen, sodass mit reduziertem Druck Durchzüge in Form von Buchsen ausgeformt werden können. Je nach Geometrie des Werkzeugs, lassen sich so einseitige, zweiseitige nicht symmetrische, zylindrische oder konische Kragen realisieren. [Ram09] Nachteilig ist die Oberflächenrauheit, welche abhängig von der Drehzahl und im Bereich von R_a $1,4\ \mu\text{m}$ bis $3,9\ \mu\text{m}$ liegt [ÖD13], wodurch eine Nachbearbeitung für den Einsatz als Lagersitz notwendig ist.

2.2.5 Zusammenfassung

Die vorgestellten Verfahren stellen die Möglichkeit dar, Funktionsflächen in dünnwandigen Strukturen herzustellen. Dabei hat jeder Prozess seine spezifischen Vor- und Nachteile bezüglich der Geometrie, Funktionsflächenhöhe, Durchmessergenauigkeit und Oberflächenrauheit, vgl. Tab. 2.1. Betrachtet man die geometrische Ausbildung der Funktionsfläche, zeigt sich, dass die geringste Flächenhöhe beim Scherschneiden auftritt, wobei die Funktionsflächenhöhe durch die Blechdicke s_0 prozessbedingt vorgegeben ist, vgl. Abb. 2.4. Beim Kragenziehen und Fließlochformen entspricht die Kragenhöhe ungefähr der möglichen Funktionsflächenhöhe

und ist abhängig von der Blechdicke und dem Aufweitverhältnis. Die geometrische Ausbildung beim Kragenziehen ist einseitig. Beim Fließlochformen kann die Kragenform sowohl doppelseitig, nicht symmetrisch als auch einseitig erfolgen. Das Knickbauchen stellt im Vergleich zu den anderen Verfahren ein umformtechnisches Fügeverfahren dar, wodurch die Funktionsfläche andere Halbzeugeigenschaften als das ebene Halbzeug aufweisen kann. Die Kragenform und Funktionsflächenhöhe ist dabei durch den Werkzeugbaureaum und das Halbzeug definiert und kann sowohl doppelseitig symmetrisch als auch nicht symmetrisch hergestellt werden. Bezüglich der geometrischen Genauigkeiten der Verfahren wurden in der Literatur nur Angaben zum Scherschneiden gefunden. Dabei weist das Scherschneiden eine Durchmesser Genauigkeit von $\pm 0,025$ mm auf.

Bezüglich der Oberflächenrauheit weisen die Verfahren Kragenziehen und Knickbauchen eine ähnliche Oberflächenrauheit wie das Halbzeug auf. Beim Scherschneiden stellt sich hingegen eine Oberflächenrauheit von $R_a \leq 3,2 \mu\text{m}$ ein. Das Fließlochformen erreicht ebenso wie das Scherschneiden Oberflächenrauheiten im Bereich von $1,4 \mu\text{m} \leq R_a \leq 3,9 \mu\text{m}$.

Tabelle 2.1: Vergleich der Verfahren zur Herstellung von Funktionsflächen in dünnwandigen ebenen Strukturen.

	Geometrie	Funktionsflächenhöhe	Oberflächenrauheit R_a	Durchmessergenauigkeit
Scherschneiden	symmetrisch	$\simeq s_0$	$\leq 3,2 \mu\text{m}$	$\pm 0,025 \text{ mm}$
Kragenziehen	einseitig	$f(s_0, d_1, d_0)$	\simeq Halbzeugrauheit	k.A.
Knickbauchen	doppelseitig symmetrisch und n. sym.	$f(\text{Werkzeug})$	\simeq Halbzeugrauheit	k.A.
Fließlochformen	einseitig, doppelseitig n. sym.	$f(s_0, d_1)$	$\leq 3,9 \mu\text{m}$	k.A.

2.3 Numerische Näherungsverfahren

Zur Untersuchung von umformtechnischen Prozessen werden sowohl Experimente als auch numerische Berechnungsverfahren eingesetzt. Durch numerische Berechnungsverfahren lassen sich zeitlich sowie örtlich aufgelöst physikalische Einflüsse untersuchen, wodurch Rückschlüsse auf Dehnungen, Mikrogefüge oder auch verfahrenswirksame Spannungen und Eigenspannungen möglich sind [HHB06]. Die Basis der heute zumeist verwendeten numerischen Berechnungsverfahren ist die Kontinuumsmechanik, welche auf der phänomenologischen Feldtheorie beruht [Alt18]. Dabei werden abhängig von den beobachteten Phänomenen mathematische Zusammenhänge formuliert und mikroskopische Zusammenhänge durch makroskopische Beobachtungen, sowohl in Raum als auch Zeit homogenisiert [Alt18]. Das Kontinuum ist ein Raum mit Teilchen, welchem bestimmte Materialeigenschaften zu jedem Zeitpunkt zugeordnet werden [Alt18]. Die Berechnung des Kontinuums erfolgt anschließend mit numerischen Berechnungsverfahren. Eine der meist verwendeten

Ansätze in der Umformtechnik ist die Finite-Elemente-Methode (FEM), welche auf einer gitternetzbasierter Diskretisierung des zu untersuchenden Kontinuums basiert und mit Hilfe der Kontinuumsmechanik umformtechnische Prozesse beschreiben kann [KK08]. Zur Diskretisierung des Kontinuums stehen in der FEM Stab-, Ebenen-, Volumen- und Scheibenelemente zur Verfügung, welche durch die Anzahl der verwendeten Knoten, Form und der Knotenfreiheitsgrade die Interpolationsfunktion definieren [KK08]. Durch die nichtlineare Bewegungsgleichung 2.3 wird das Kontinuum in Raum und Zeit beschrieben. Die Lösung hängt von der Nichtlinearität des Materials und der Dynamik des Prozesses ab [KK08]. Dabei beschreibt \mathbf{M} die Massen-, \mathbf{D} die Dämpfungs-, \mathbf{K} die Steifigkeitsmatrix, \mathbf{p} Last- und \mathbf{u} Verschiebungsvektor und T die Temperatur.

$$\mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{D} \cdot \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}(\mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}, T) \cdot \mathbf{u}(t) = \mathbf{p} \quad (2.3)$$

Eine Möglichkeit, Rechenzeit einzusparen, ist die Annahme eines quasi-statischen Prozesses. Dadurch können die Masse und die Dämpfung des Materials vernachlässigt werden, wodurch sich die Bewegungsdifferentialgleichung 2.3 wie folgt vereinfacht.[Sie15]

$$\mathbf{K}(\mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}, T) \cdot \mathbf{u}(t) = \mathbf{p} \quad (2.4)$$

Das abzubildende Kontinuum kann dabei zweidimensional oder dreidimensional untersucht werden. Dabei hängt die Wahl der Dimension von der Aufgabenstellung und dem vorherrschenden Formänderungszustand ab. Viele umformtechnische Prozesse weisen prozessbedingte Symmetrien auf oder ermöglichen die Annahme eines ebenen Spannungs- oder Dehnungszustands, wodurch im Vergleich zu einem vollständigen dreidimensionalen Modell Rechenzeit eingespart werden kann [Klo17].

Neben der Bewegungsgleichung werden zur Beschreibung des plastischen Materialverhaltens Fließbedingungen und Fließkurven benötigt, um die Plastizitätsrechnung durchzuführen. Die Fließbedingung überführt einen mehrachsigen Spannungszustand in eine eindimensionale Vergleichsspannung, bei welcher das Material fließt. Innerhalb der Fließgrenze treten ausschließlich elastische Spannungen auf. Die gebräuchlichste Fließbedingung ist die nach von Mises, welche von einem isotropen Werkstoffverhalten ausgeht. Für den dreidimensionalen Spannungszustand gilt nach

von Mises für die Vergleichsspannung $\sigma_{v,Mises}$ (Gl. 2.5, 2.8), der Vergleichsumformgrad $\varphi_{v,Mises}$ (Gl. 2.6, 2.9) sowie die Vergleichsdehnrate $\dot{\varphi}_{v,Mises}$ (Gl. 2.7, 2.10) [DMS86]. Im Hauptachsensystem sind die Schubspannungen nicht vorhanden. Dabei gilt, dass die erste Hauptachse in Richtung der größten Hauptnormalspannung σ_1 zeigt und die zweite Hauptachse senkrecht zur ersten Hauptachse verläuft und die Richtung der kleineren Hauptnormalspannung darstellt. Für das Hauptachsensystem ergeben sich nach von Mises folgende Zusammenhänge:

$$\sigma_{v,Mises} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2.5)$$

$$\varphi_{v,Mises} = \sqrt{\frac{2}{9} [(\varphi_1 - \varphi_2)^2 + (\varphi_2 - \varphi_3)^2 + (\varphi_3 - \varphi_1)^2]} \quad (2.6)$$

$$\dot{\varphi}_{v,Mises} = \sqrt{\frac{2}{3} [\dot{\varphi}_1^2 + \dot{\varphi}_2^2 + \dot{\varphi}_3^2]} \quad (2.7)$$

und für die beliebig orientierten kartesischen x-y-z-Koordinatensysteme

$$\sigma_{v,Mises} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]} \quad (2.8)$$

$$\varphi_{v,Mises} = \sqrt{\frac{2}{3} [\varphi_x^2 + \varphi_y^2 + \varphi_z^2 + 2(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{xz}^2 + \gamma_{yz}^2)]} \quad (2.9)$$

$$\dot{\varphi}_{v,Mises} = \sqrt{\frac{2}{3} [\dot{\varphi}_x^2 + \dot{\varphi}_y^2 + \dot{\varphi}_z^2 + 2(\dot{\gamma}_{xy}^2 + \dot{\gamma}_{yz}^2 + \dot{\gamma}_{zx}^2)]} \quad (2.10)$$

Weiterhin sind für das isotrope Werkstoffverhalten die Fließhypothese nach Tresca und für anisotrope Blechwerkstoffe die Fließbedingungen nach Hill und Hasford gebräuchlich [DB10]. Das reale Werkstoffverhalten wird in der FEM durch Fließkurven beschrieben und stellt den Zusammenhang zwischen Fließspannung k_f und dem Umformgrad φ her. Nach [DB10] lassen sich Werkstoffmodelle anhand ihrer charakteristischen Verläufe unterteilen, Abbildung 2.6.

In der Kaltmassivumformung werden Modelle mit Verfestigung verwendet, wohingegen in der Warmmassivumformung Materialmodelle ohne Verfestigung eingesetzt

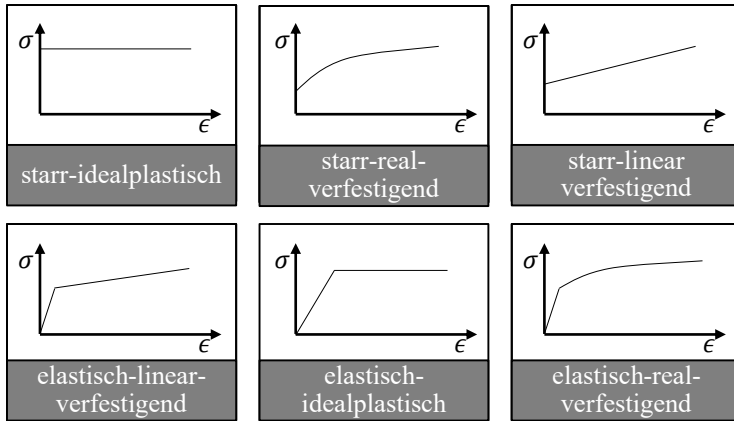


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung der gebräuchlicher Materialmodelle nach [DB10]

werden können, welche hingegen Temperaturabhängigkeiten besitzen. [DB10] Neben der Temperatur und dem Halbzeug, haben weiterhin schwellende und wechselnde Spannungen Einfluss auf die Fließkurve. Dabei entstehen unter wechselnden Zug-Druck-Belastungen Fließkurven mit Hystereseverhalten, welche Ver- und Entfestigungen aufweisen. Schwellende Belastungen weisen im Vergleich zu den wechselnden Belastungen nur einen geringen Einfluss auf die Fließkurve auf. [Leh87] Simulationen von Prozessen der Blechumformung verwenden meist elastisch-real verfestigende Materialmodelle. Abhängig vom wirkenden Spannungszustand des zu untersuchenden Prozesses, Prozessgeschwindigkeit und Temperatur, kommen unterschiedliche Prüfverfahren zur Ermittlung der Fließkurve zum Einsatz. Das am häufigsten verwendete Prüfverfahren ist der Zugversuch an Blechen, der einen ein-dimensionalen Spannungszustand abbildet und damit das einfachste Prüfverfahren zur Ermittlung der Fließkurve darstellt. Nachteilig ist jedoch, dass der erreichbare Umformgrad im Vergleich zu anderen Prüfverfahren mit $\varphi < 0,3$ klein ist. [DB10]

In der Massiv- und der Blechmassivumformung werden hingegen Umformgrade von $\varphi > 0,3$ erreicht, weshalb andere Prüfverfahren zum Einsatz kommen. Für Prozesse der Druckumformung schlägt [DMS86] abhängig vom Halbzeug daher Zylinderstauchversuche oder Flachstauchversuche vor. Bei Flachstauchversuchen

lassen sich Umformgrade von $\varphi \leq 2$ bei Umformgeschwindigkeiten $\dot{\varphi} \leq 10^3$ und Temperaturen bis $T < 1200 \text{ }^\circ\text{C}$ erreichen [[NS64] nach [DMS86]]. [Paw67] weist mit dem Schichtstauchversuch für Blechwerkstoffe einen Analogieversuch zum Zylinderstauchversuch nach. Dabei liegt beim Schichtstauchversuch als auch beim Flachstauchversuch die Richtung zur Materialcharakterisierung in Richtung der Blechdicke. [Sil17] und [HKM22] zeigen in ihren Arbeiten die Durchführbarkeit des Zylinderstauchversuchs für Probendurchmesser von Blechen in drei Raumrichtungen. [Sil17] vergleicht seine bestimmten Fließkurven aus dem Zugversuch und Schichtstauchversuch bis zu einem Umformgrad von 0,5. Dabei weisen die Ergebnisse aus den verglichenen Verfahren eine gute Übereinstimmung auf. Weiterhin weist [Sil17] in seinen Untersuchungen für das untersuchte Material AW 5774 H11 nach, dass die Probenentnahmerichtung beim Zylinderstauchversuch ausschließlich einen geringfügigen, im Verhältnis zum Prüfverfahren vernachlässigbaren Einfluss aufweist. [HKM22] reduziert im Vergleich zu Silvas Untersuchungen die Blechdicke auf 2,0 mm und 1,5 mm und vergleicht die ermittelten Fließkurven bei einem maximalen Umformgrad von 0,7 zum Zugversuch. Ein Nachweis der Gültigkeit bei hohen Umformgraden oberhalb des durch den Zugversuch gültigen Bereichs und ein Abgleich mit dem Flachstauchversuch werden von [HKM22] nicht dargelegt. [GFA20] vergleichen in ihrer Arbeit den Zylinderstauchversuch, Zugversuch, Flachstauchversuch und Schichtstauchversuch für AW6060, wobei alle Testproben aus einem extrudierten Rundprofil gewonnen sind. Dabei zeigt Graf, dass der Flachstauchversuch verglichen mit dem Zylinderstauchversuch im Wesentlichen gleiche Fließkurven liefert.

Die Beschreibung der Fließkurve erfolgt in der Simulationssoftware durch das Einlesen von Datenpunkten. Anschließend wird die Fließkurve anhand der vorgegebenen Punkte interpoliert. Die Extrapolation der Fließkurve ist abhängig von der Simulationssoftware. Dabei wird sowohl die Extrapolation auf Basis des letzten Gradienten verwendet als auch eine Extrapolation mit konstantem Wert. Weiterhin besteht die Möglichkeit, Parameter für Gleichungen der Materialmodelle wie für das Johnson-Cook Modell vorzugeben. Eine ausführliche Zusammenfassung von verwendeten mathematischen Materialmodellen in der Umformtechnik und deren Vor- und Nachteile legt [Lar10] in seiner Arbeit dar.

Die Lösung der Bewegungsdifferentialgleichung zusammen mit der Fließbedingung

und Fließkurve erfolgt in der FEM durch explizite oder implizite Verfahren, wobei grundsätzlich der Prozess in diskrete Zeitschritte Δt zerlegt wird. Beim impliziten Berechnungsverfahren wird durch einen meist iterativen Lösungsansatz ein statisches Gleichgewicht gesucht, welches einen zukünftigen Zeitpunkt $t + \Delta t$ beschreibt. Beim expliziten Näherungsverfahren wird von einer dynamischen Betrachtungsweise ausgegangen, wodurch für einzelne Zeitinkremente kein Gleichgewichtszustand vorliegt und der jeweilige darauf folgende Berechnungsschritt auf dem vorangegangenen Inkrement aufbaut. Zur Lösung der expliziten Näherung werden keine Iterationen benötigt, weshalb sich Vorteile bezüglich der Rechenzeit, jedoch Nachteile in der Berechnungsgenauigkeit und -stabilität ergeben. Zur Vermeidung von zu großen Abweichungen, werden daher bei expliziten Verfahren kleinere Inkremente notwendig. [DB10]

Eine konvergierende Lösung lässt sich mit einer maximalen Rechenschrittweite nach Gl. 2.11 für 3D-Festkörper bestimmen. [Sie15]

$$\Delta t \leq \frac{\Delta x}{c_d} \quad (2.11)$$

Die Schallgeschwindigkeit für einen 3D-Festkörper wird nach [Sie15] durch

$$c_d = \sqrt{\frac{E(1 - \nu)}{\rho(1 + \nu)(1 - 2\nu)}} \quad (2.12)$$

definiert. Dabei ist E das Elastizitätsmodul, ν die Querkontraktion und ρ die Dichte des Materials.

Neben den bereits vorgestellten Grundgleichungen werden zur Beschreibung von Prozessen Randbedingungen in Form von Kontaktbedingungen, Verschiebungen, Spannungen oder Temperatur benötigt. Bei umformtechnischen Prozessen treten durch das Werkzeug häufig gekoppelte komplexe Randbedingungen in Form von Werkstück-Werkzeugkontakt auf [Sie15], welche sich durch Verschiebungen und Reibung abbilden lassen. Durch die zeitliche Abhängigkeit der Werkzeugbewegung sind die Kontaktbedingungen zeitlich und vom Spannungszustand abhängig und müssen zu jedem Zeitschritt neu berechnet werden [Sie15]. In der Realität treten zudem tribologische Effekte wie die Einglättung von Oberflächen aufgrund der Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück auf [Zwi23*; Ari23b*], welche je

nach Anwendungsfall in der FEM vernachlässigt werden können [Wag17]. Weiterhin wird das tribologische System durch absichtliche oder unabsichtliche eingebrachte Partikel im Schmierstoff beeinflusst, was zur Veränderung der Reibung und dem Verschleiß führt [Ari23a*].

Erste Gesetzmäßigkeiten zur Beschreibung der Reibzusammenhänge stammen von Leonardo da Vinci aus dem 15. Jahrhundert. Coulomb fasste diese Erkenntnisse 1785 zusammen, welche sich heute in der Blechumformung etabliert haben [Klo17]. Das Coulombsche Reibmodell beschreibt dabei den Zusammenhang zwischen der Normalkraft F_N und der tangential wirkenden Reibkraft F_R , die über die Reibzahl μ proportional zusammenhängen, Gl. 2.13.

$$|F_R| = \mu \cdot |F_N| \quad (2.13)$$

Die Reibzahl μ wird in der Simulation meist als konstant angenommen [Klo17], wodurch die Reibkraft proportional zur Normalspannung ansteigt. Das Coulombsche Reibmodell gilt dabei unter der Voraussetzung, dass die Kontaktnormalspannung σ_n klein im Verhältnis zur Fließspannung k_f ist. Erreicht die Reibschubspannung die Scherfließspannung k_S des weicheren Werkstoffs tritt Haften ein, wodurch das Coulombsche Reibgesetz seine obere Grenze erreicht. Bei Zunahme der Reibschubspannung, über die Scherschubspannung hinaus, überschätzt das Coulombsche Reibgesetz die Reibschubspannung. [DB10]

Aufgrund der oberen Grenze des Coulombschen Reibgesetzes, wird in der Kaltmasivumformung manchmal das Reibfaktorgesetz angewendet. Dabei wird von der Annahme ausgegangen, dass die Reibschubspannung τ_R abhängig von der Schubfließspannung k_S des weicheren Werkstoffs ist [Klo17].

$$\tau_R = m \cdot k_S \quad (2.14)$$

Unter Anwendung des Fließkriteriums nach von Mises gilt für das Reibfaktorgesetz:

$$\tau_R = m \cdot \frac{k_f}{\sqrt{3}}. \quad (2.15)$$

Gegenüber dem Coulombschen Reibgesetz überschätzt das Reibfaktorgesetz die Reibschubspannung für kleine Kontaktnormalspannungen. Wannheim und Bay ha-

ben aufbauend auf den Erkenntnissen von [Sha63], ein Reibgesetz vorgeschlagen, in welchem die Reibschubspannung gegen die Schubfließspannung k_S tendiert [Bay87; Bay00], wodurch ein Übergang zwischen Coulombschem Reibgesetz und Reibfaktorgesetz geschaffen wurde.

2.4 Ermittlung von Fließkurven mittels Flachstauchversuch

Die Ermittlung der für die numerische Berechnung erforderlichen Fließkurven erfolgt nach der Empfehlung von [DMS86] und der Arbeit von [GFA20] aufgrund der guten Übereinstimmung mit dem Zylinderstauchversuch sowie des sehr hohen erreichbaren Umformgrades durch den Flachstauchversuch. Der Flachstauchversuch eignet sich vor allem zur Ermittlung von Fließkurven für die Verfahren der Blechmassivumformung, welche sich durch hohe Umformgrade und verfahrenswirksame Druckspannungen auszeichnen. Gleichzeitig erweist sich die Probenherstellung für den Flachstauchversuch im Vergleich zum Zugversuch oder auch dem Zylinderstauchversuch als vergleichsweise einfach [Bec94]. Eine schematische Darstellung des Flachstauchversuchs ist in Abbildung 2.7 dargestellt.

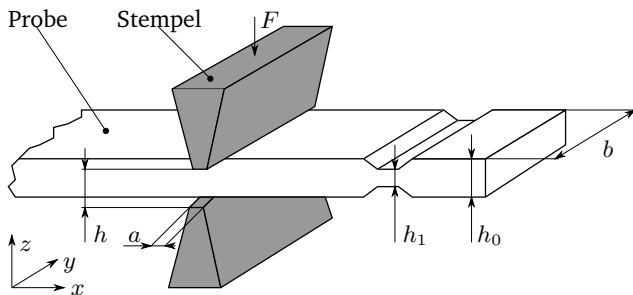


Abbildung 2.7: Schematische Darstellung des Flachstauchversuchs nach [Klo17]

Beim Flachstauchversuch werden zwei parallel gegenüberliegende Stempel mit gleicher Stempelbreite a in die Probe gedrückt [Bec94]. Durch Messung des Stempelabstands h und der benötigten Stempelkraft F , lässt sich so unter der Annahme eines ebenen Spannungszustands $\varphi_y = 0$ die mittlere wirkende Spannung k_w und

der Umformgrad φ mittels der wirkenden Kontaktfläche, beschrieben durch Stempelbreite a und Stempellänge b , nach Tresca mit

$$k_{w,\text{Tresca}} = \frac{F(\varphi)}{a \cdot b} \quad (2.16)$$

$$\varphi_{\text{Tresca}} = \ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right) \quad (2.17)$$

und nach Mises

$$k_{w,\text{Mises}} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{F(\varphi)}{a \cdot b} \quad (2.18)$$

$$\varphi_{\text{Mises}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right)^2 + \ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right) \cdot \ln\left(\frac{b_1}{b_0}\right) + \ln\left(\frac{b_1}{b_0}\right)^2} \quad (2.19)$$

bestimmen [DMS86; Lov06].

Unter der Annahme, dass keine Breitung in y -Richtung erfolgt ($b_1 = b_0$) gilt

$$\varphi_{\text{Mises}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right). \quad (2.20)$$

Eine genauere Lösung der Breitung ist mit dem Ansatz von [Aks15] möglich. Dabei gilt:

$$b_1 = b_0 \left[1 + C_b - C_b \left(\frac{h_1}{h_0}\right)^m \right] \quad (2.21)$$

mit

$$C_b = \frac{\frac{b_f}{b_0} - 1}{1 - \left(\frac{k_f}{h_0}\right)^m} \quad (2.22)$$

Ein ebener Spannungszustand kann dabei nach [Bec94] bei einem Proben-Stempelbreitenverhältnis von $b/a > 6$ angenommen werden. In vorangegangener Literatur wird jedoch von einem ebenen Spannungszustand bei $b/h_0 < 6$ ausgegangen, welcher jedoch nur für den Sonderfall $a = h_0$ gilt [Bec94]. Zur Berücksichtigung der Reibung im Flachstauchversuch wird eine über die Versuchszeit konstante und über die Kontaktfläche gleichverteilte Coulombsche Reibung μ angenommen. Durch den Einsatz eines Streifenmodells lässt sich so eine Differentialgleichung erster Ordnung herleiten [Bec94]. Damit ergibt sich der Zusammenhang zwischen Fließspannung k_f und der mittleren Spannung k_w mit

$$k_w = k_f \left(1 + \frac{\mu a}{2 h} + \frac{1}{4} \frac{h}{a} \right) = k_f (1 + RA + SA). \quad (2.23)$$

Dabei steht der Term RA für den Reibungsanteil und SA für den Schiebungsanteil, welche im Prozess auftreten. [Bec94] zeigt, dass ein Blechdicken-Stempelverhältnis von $a/h_0 = 1$ ein optimales Reib-Schiebungsverhältnis erzeugt. Über den Umformgrad nimmt dabei der Reibungsanteil zu und der Schiebungsanteil ab. Die von [Bec94] untersuchte Breitenänderung weist mit 2 % keinen signifikanten Einfluss auf die Fließspannung auf und kann somit vernachlässigt werden. Aufbauend auf der Zusammenfassung der Erkenntnisse und Vorstellung des Vorgehensmodells von [Lov06] zur Charakterisierung von Warmblechen stellt [Che20] eine verbesserte Methodik mit gerundete Versuchswerkzeugen vor, welche die Nachteile der klassischen Methode überwindet.

2.5 Versagensgrenzen

Versagensgrenzen von umformtechnischen Prozessen sind auf materialspezifische Eigenschaften als auch auf die Prozessführung zurückzuführen. Materialspezifische Versagensgrenzen zeichnen sich dabei vor allem als Risse ab, welche bei duktilen Werkstoffen durch Porenwachstum entstehen. Dabei treten allgemein Risse im Prozess auf, wenn bei der Herstellung des Werkstücks die maximale Formänderung des Halbzeugs das Grenzformänderungsvermögen des Materials erreicht. Durch die initiierten Risse werden Produkteigenschaften wesentlich beeinflusst, was sich auswirkt in einer geringeren Belastbarkeit des Produktes und der reduzierten Versagensgrenze.

Als Kenngröße des Formänderungsvermögens von Werkstoffen wird häufig der Bruchumformgrad herangezogen, welcher typischerweise durch einen Zugversuch bestimmt wird. Jedoch ist das Formänderungsvermögen abhängig vom wirkenden Spannungszustand sowie der zeitlichen Entwicklung [Lat66] nach [Bre07] und [Dah93]. [[Ste65] nach [Bre07]] zeigt, dass der hydrostatische Spannungszustand $\sigma_m = 1/3(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$ bezogen auf die Fließspannung k_f eine wesentliche Abhängigkeit der Grenzformänderung darstellt. Zur Beschreibung des Risseintritts

auf Grundlage der Erkenntnisse wurden unterschiedliche Formulierungen hergeleitet. Eine detaillierte Übersicht zu allen Ansätzen beschreibt [Bre07] in seiner Arbeit. Heutige Ansätze lassen sich allgemein in makromechanische zeitunabhängige, makromechanische zeitabhängige und mikromechanische Schädigungskriterien unterteilen. Dabei ermöglicht keins der bisher vorhandenen Schädigungskriterien eine allgemeingültige, zuverlässige Rissvorhersage, weshalb Bauer den Ansatz über künstliche neuronale Netze verfolgt. [Bre07]

Untersuchungen von [Rul18] zum Spaltprofilieren zeigen des Weiteren, dass das Schädigungsmodell nach Lemaitre keine Vorhersage des Spalt- und Rollprofilierens ermöglicht. Allgemein lässt sich ableiten, dass mit Zunahme der Vorhersagequalität die Gleichungskomplexität als auch der Aufwand zur Bestimmung der Koeffizienten zunimmt. Für die vorliegende Arbeit werden die Ansätze der makromechanischen zeitunabhängigen und die der makromechanischen zeitabhängigen Schädigungskriterien aufgezeigt.

Unter makromechanischen zeitunabhängigen Schädigungskriterien versteht man Schädigungshypothesen, welche den jeweiligen aktuellen Zustand betrachten, ohne den vorherigen Zustand zu berücksichtigen [Bre07]. Die gängigsten makromechanischen zeitunabhängigen Schädigungskriterien weisen dabei Abhängigkeiten vom wirkenden Hauptspannungszustand, der Fließkurve und dem Bruchumformgrad auf, vgl. Tabelle 2.2. Bezüglich der Hauptspannungen gilt $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$.

Betrachtet man die dargelegten Gleichungen der zeitunabhängigen Schädigungskriterien, zeigt sich, dass die Ansätze der Vergleichsspannung und des Vergleichsumformgrads den wirkenden Spannungszustand nicht berücksichtigen. Bezüglich der maximalen Vergleichsformänderung wird dabei häufig der Bruchumformgrad aus Zugversuchen verwendet, welche im Vergleich zu Druckversuchen geringer ausfällt. Weiterhin tritt im Druckversuch der maximale Umformgrad im Bauteilinneren auf, wohingegen die Schädigungsinitiation am Bauteilrand zu erwarten ist. Analog gilt dies für das Schädigungskriterium der Vergleichsspannung. Eine Erweiterung der grundlegenden Ansätze sind die bezogene erste Hauptnormalspannung, das Modell nach Gosh sowie der Ansatz von Zhao u. Kuhn, welche Analogien zum Grenzformänderungsschaubild aufzeigen. [Bre07]

Makromechanisch zeitabhängige Schädigungsmodelle unterscheiden sich im We-

Tabelle 2.2: Makromechanische zeitunabhängige Schädigungskriterien nach [Bre07]

Hypothese	Gleichung
Vergleichsspannung	$D_{\sigma_v} = \sigma_v$
bezogene Hauptnormalspannung	$D_{\sigma_1} = \frac{\sigma_1}{\sigma_f}$
Vergleichsformänderung	$D_{\varphi} = \varphi_B$
Gosh	$D_{\text{Gosh}} = \left(1 + \frac{\sigma_1}{\sigma_2}\right) \cdot \sigma_1^2$
Zhao u. Kuhn	$D_{\text{ZK}} = \varphi_{\sigma f} - \frac{1}{2} \varphi_{\sigma f}$

sentlichen von den zeitunabhängigen Modellen durch die Erweiterung der Gleichung um das Integral, welches die zeitabhängige Spannungs- und Umformhistorie mit berücksichtigt. In Tabelle 2.3 sind die wichtigsten zeitabhängigen Schädigungskriterien dargelegt. Der wesentliche Anteil der Schädigungsmodelle basiert auf der Hypothese, dass das Umformvermögen erschöpft ist, wenn die über dem Umformgrad integrierten maximalen Zugspannungen einen kritischen Wert erreichen. Dabei werden die zweite und dritte Hauptnormalspannung nicht weiter berücksichtigt. [Bre07]

Untersuchungen der duktilen Bruchmechanismen von [BF07] an mittelfesten und hochfesten Stählen zeigen unter Verwendung einer doppelt gekerbten Rohrprobe im Zug und Torsionsversuch, dass die Spannungstriaxialität η kein ausreichendes Versagenskriterium darstellt.

$$\eta = \sigma_m / \sigma_{v, \text{Mises}} \quad (2.24)$$

$$\sigma_m = 1/3(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2.25)$$

Dabei zeigen die Bruchflächen der untersuchten Proben zwei deutlich unterschiedli-

che Bruchmechanismen in Abhängigkeit des Spannungszustands. Bei hoher Spannungstriaxialität sind die Bruchflächen mit großen und tiefen Grübchen bedeckt, was darauf hindeutet, dass das Wachstum und die innere Einschnürung von Hohlräumen den maßgeblichen Bruchmechanismus darstellen. Im Falle einer niedrigen Triaxialität sind die Bruchflächen mit kleinen, länglichen Schergrübchen bedeckt, was auf Scherspannungen der inneren Hohlräume hinweist. [BF07] Zur Beschreibung der verschiedenen deviatorischen Spannungszustände wird der Lode Winkel θ eingeführt [DP12]. Aufbauend auf dem Lode-Winkel basiert das Schädigungskriterium "Modifed Mohr-Coulomb" [San21]. Nach [Her20] ergibt sich der Lode-Winkel nach:

$$\theta = 1 - \frac{2}{\pi} \cdot \arccos \left(\frac{27 \cdot J_3}{2 \cdot \sigma_{V,Mises}} \right) \quad (2.26)$$

$$J_3 = (\sigma_1 - \sigma_m) \cdot (\sigma_2 - \sigma_m) \cdot (\sigma_3 - \sigma_m) \quad (2.27)$$

Zur vollständigen Beschreibung des Modifed Mohr-Coulomb (MMC) Schädigungskriteriums werden aufwendige hybride experimentell-numerische Ansätze benötigt [Gra21]. Der optimale Parameterraum wird durch simulative Untersuchungen des zu untersuchenden Prozesses bezüglich des zeitlichen Verlaufs der Triaxialität und des Lode-Parameters ermittelt und durch die Kalibrierversuche abgebildet [Gra21]. Der Umfang und die Genauigkeit des Ansatzes hängen dabei von den durchzuführenden Kalibrierversuchen ab [Gra21].

[BW08] zeigt in seiner Arbeit erstmals Spannungs-Dehnungszustände in Abhängigkeit der Triaxialität und des Lode-Winkels. [Che19] und [Sam22] erweitern die Darstellung mit Vergleichsversuchen zur Ermittlung der Versagenskennwerte, vgl. Abbildung 2.8.

2.5.1 Charakterisierung der Versagensgrenze

Zur Charakterisierung des Versagenseintritts in Abhängigkeit der Triaxialität- und des Lode-Winkels, werden unterschiedliche Vergleichsversuche benötigt. Dabei können die Charakterisierungsversuche analog zur Klassifikation der Umformverfahren in die Gruppe der Blechumformung und der Massivumformung eingeteilt werden [NM21]. Die Charakterisierung der Versagensgrenze für Bleche, erfolgt dabei beispielsweise durch den Flachzugversuch, den hydraulischen Tiefungsversuch, den Nakajima

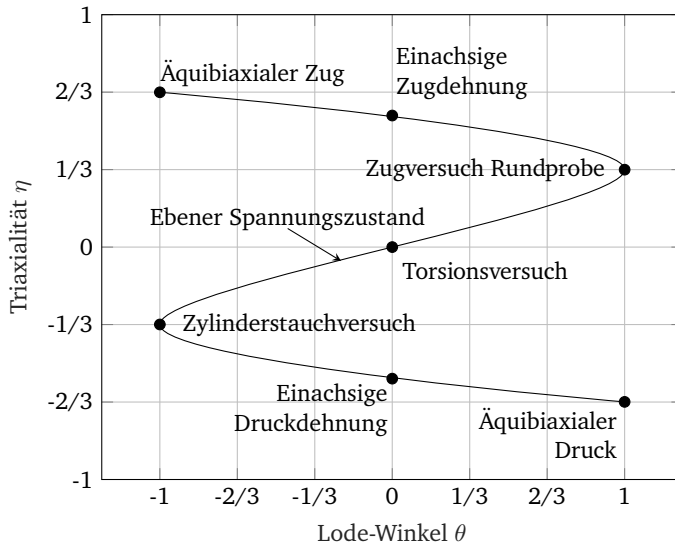


Abbildung 2.8: Spannungszustände und Vergleichsversuche zur Bestimmung des Modified Mohr-Coulomb Versagenskriterium, i. A. a. [BW08; Che19; Sam22]

Test sowie unterschiedliche Geometrien für den ebenen Scherzugversuch und den ebenen Torsionsversuch [NM21; Tra20; Mag19]. Für die Massivumformung schlagen [NM21; GRM96; Chr17] unterschiedliche Formen des Stauchversuches vor, wie den Zylinder- und Ringstauchversuch sowie eine spezielle Scherzugversuchsgeometrie.

Einflussgrößen auf die Versagensgrenze haben dabei nach [RM16] die mechanisch bearbeitete Oberfläche sowie ein nicht proportionaler Lastpfad. [RM16] weist nach, dass die zerspanende Bearbeitung durch Fräsen die besten Ergebnisse hinsichtlich der erreichbaren Bruchdehnungen ermöglicht.

Die Ermittlung des maximal erreichbaren Umformgrads bis zum Bruch, erfolgt in den meisten Versuchen durch digitale Bildkorrelation (DIC, engl. digital image correlation), welche anschließend durch simulative Ergebnisse hinsichtlich, Dehnung, Spannung, Triaxialität und Lode-Winkel ergänzt werden [QK21]. Das in der Simulation verwendete Materialmodell hat somit einen wesentlichen Einfluss in der gesamten Versagenscharakterisierung [QK21]. Die experimentellen Ergebnisse

von [LDM12; BBP04; Fou13] zeigen, dass die Anisotropie einen Einfluss auf die Versagensgrenze nimmt. Eine Vorgehensweise zur Ermittlung und Kalibrierung des modifizierten Mohr-Coulomb Versagenskriteriums wird in [Gra21] dargelegt.

Tabelle 2.3: Makromechanische zeitabhängige Schädigungskriterien i. A. an [Bre07] und [Yin15]

Hypothese	Gleichung
Ayada	$D_{\text{Ayada}} = \int_0^{\varphi_{v,B}} \frac{\sigma_m}{\sigma_v} d\varphi_v$
Brozzo	$D_{\text{Brozzo}} = \int_0^{\varphi_{v,B}} \frac{2\sigma_1}{3\sigma_1 - \sigma_m} d\varphi_v$
Croccroft und Latham	$D_{\text{CL}} = \int_0^{\varphi_{v,B}} \max(\sigma_1, 0) d\varphi_v$
normalisiert Croccroft und Latham	$D_{\text{nCL}} = \int_0^{\varphi_{v,B}} \max\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_v}, 0\right) d\varphi_v$
Freudenthal	$D_{\text{Freud.}} = \int_0^{\varphi_{v,B}} \sigma_v d\varphi_v$
Rice und Trace	$D_{\text{RT}} = \int_0^{\varphi_{v,B}} C_1 + C_2 e^{-C_3 \eta} d\varphi_v$
Modified Mohr-Coulomb (MMC)	$D_{\text{MMC}} = \int_0^{\varphi_{v,B}} f(\eta, \theta) d\varphi_v$ $f(\eta, \theta) = \left[\frac{A}{C_2} \left(C_3 + \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} (1 - C_3) \left(\sec\left(\frac{\theta\pi}{6}\right) - 1 \right) \right) \cdot \left(\sqrt{\frac{1 + C_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\theta\pi}{6}\right) + C_1 \left(\eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\theta\pi}{6}\right) \right) \right) \right]^{-\frac{1}{n}}$

3 Entwicklung der Verfahrenstechnologie

Lochwalzen

Im Folgenden wird das Verfahren Lochwalzen technologisch beschrieben und mögliche Verfahrenskonzepte vorgestellt. Aufbauend auf dem wissenschaftlichen und technischen Kenntnisstand werden prozessähnliche Verfahren und deren Zusammenhänge abgeleitet und diskutiert.

3.1 Verfahrensbeschreibung Lochwalzen

Werden die in Kapitel 2 vorgestellten Verfahren Spalten, Fließspalten und Spaltprofilieren betrachtet, so ist die Verfahrensentwicklung von einem rotatorischen inkrementellen Prozess mit Bearbeitung der Außenkante auf einen linearen inkrementellen Prozess mit Außenkontur und Erzeugung eines Umformbereichs mit einem hydrostatischen Druckspannungszustand ersichtlich. Die durch die inkrementelle Umformung erreichten Produkteigenschaften der geringen Oberflächenrauheit, steigenden Härte und des ultra feinkörnigen Gefüges (UFG), basieren auf dem inkrementellen Werkzeugeingriff an der Blechkante [Müh21*]. Die damit erzielten Produkteigenschaften bieten ein hohes Potential für die umformtechnische Realisierung von Funktionsflächen in dünnwandigen Strukturen. Anforderungen an Produkte in mechanischen Strukturen werden durch technische Dokumente spezifiziert, wie diese bei Lagerschalen oder Lagersitzen auftreten. Dabei lassen sich Funktionsflächen mit spezifischen Produkteigenschaften in dünnwandigen Strukturen durch umformtechnische Prozesse wie dem Scherschneiden, Kragenziehen, Knickbauchen oder Fließlochformen bisher nicht ohne nachgelagerte zerspanende oder Oberflächenbehandlungsverfahren herstellen.

Das Lochwalzen überführt den Verfahrensansatz vom Spalten der Außenkontur auf die Herstellung von Innenkonturen in Blechhalbzeuge und stellt somit einen neuen umformtechnischen Prozess dar. Durch den inkrementellen Werkzeugeingriff in der Innenkontur entsteht dabei ein doppelseitiger Kragen, welcher ähnliche Prozesseigenschaften wie das Spalten und Fließspalten aufweist und eine Regelung der Geometrie sowie von Produkteigenschaften ermöglicht, vgl. Abbildung 3.1. Verglichen mit den Verfahren Fließspalten und Spaltprofilieren, kommt analog zum Spalten ausschließlich eine Spaltwalze ohne Hilfswalzen zum Einsatz. In Abbildung 3.1 ist schematisch eine Möglichkeit der Relativbewegung mittels einer Drehmaschinenkinematik dargestellt. Dabei wird das Werkstück durch die Rotationsachse ω rotatorisch angetrieben. Durch die Überlagerung des radialen Vorschubs v_r des Werkzeugs entsteht eine ebene Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück, welche zur Umformung des doppelseitigen Kragens führt. Aufgrund des rotatorisch gelagerten Werkzeugs kommt es im Werkzeug-Werkstückkontakt zu einer passiven Walzbewegung. Die dabei auftretenden verfahrenswirksamen Spannungen stellen sich ähnlich dem Spalten von Blechronden als radiale Druckspannungen σ_r ein. Im Bereich des Werkzeugeingriffs resultieren daraus axiale und tangentielle Druckspannungen. [Kno20*]

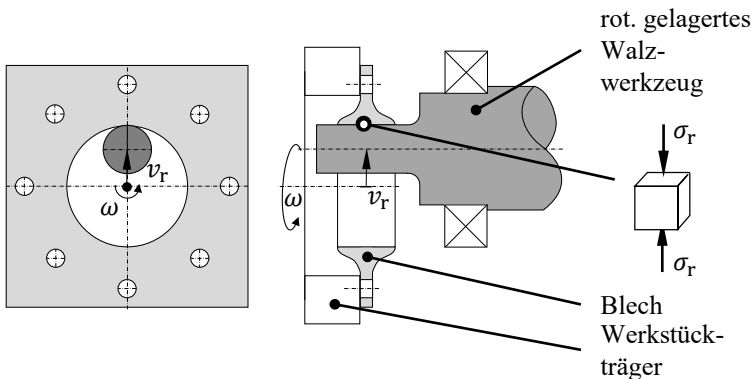


Abbildung 3.1: Schematische Darstellung des Lochwalzprozesses anhand der experimentell verwendeten Drehmaschinenkinematik und der verfahrenswirksamen Spannungen

Aufgrund des inkrementellen einseitigen Werkzeugeingriffs bildet sich der Kragen in der Höhe und der Dicke abhängig von den Werkzeug- und Maschinenparameter, Prozessparametern und den Halbzeugeigenschaften frei aus. Der Materialfluss wird dabei nicht durch zusätzliche Werkzeuge beschränkt. Bisherige Untersuchungen beschränken sich im Vergleich zu den in Kapitel 2.1 vorgestellten Verfahren auf die zylindrisch ausgeführte Probengeometrien. Es besteht jedoch die Möglichkeit die Walzwelle sowohl konisch, konvex als auch spitzwinklig auszuführen, um nicht zylindrische oder symmetrische innenliegende Kragen herzustellen. Ebenso lassen sich durch unabhängig Freiheitsgrade der Bewegungstrajektorie jegliche Polygeometrien mit gerundeten Ecken herstellen. Dabei können die Polygone aus zylindrischen oder auch nicht zylindrischen Löchern hergestellt werden, wodurch spezifische Kragendicken und -stärken erreichbar sind. Die Herstellung der Vorkontur kann dabei zerspanend, scherschneidend oder auch durch das Laserstrahlschneiden erfolgen. Das Scherschneiden bietet sich dabei für Lochwalzen im Folgebundwerkzeug an, kann jedoch auch in einem Prozessschritt durchgeführt werden. Nach der Herstellung der Vorkontur, wird durch ein senkrecht zur Blechebene rotierend gelagertes Walzwerkzeug die Umformung des doppelseitigen Kragens realisiert. Dabei kann die Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug sowohl durch das Werkzeug als auch durch das Werkstück oder durch eine Kombination erfolgen, wodurch eine Vielzahl von unterschiedlichen Kinematiken zur Prozessgestaltung möglich sind, vgl. Abbildung 3.1 und 3.2. [Kno20*]

Die Einordnung des Verfahrens Lochwalzen kann anhand der in Kapitel 2 beschriebenen Klassifikationsansätze durchgeführt werden. Dabei lässt sich das Lochwalzen nach [Kno20*] anhand der verfahrenswirksamen radialen Druckspannungen den Druckumformverfahren DIN 8583-1 zuordnen. Im Bereich der Druckumformung kann das Lochwalzen weiterhin aufgrund des rotierenden Werkzeugeingriffs am ehesten dem Walzen DIN 8583-2 zugeordnet werden. Eine weitere Klassifikation nach DIN 8583-2 erscheint hingegen als nicht zielführend. Bezüglich der Halbzeugtemperatur, weist das Lochwalzen die typischen Merkmale der Kaltmassivumformung auf. Es ist jedoch durchaus möglich, den Prozess Lochwalzen mit Halbzeugtemperaturen oberhalb von 600 °C durchzuführen, womit das Klassifikationsmerkmal der Halbzeugtemperatur von der jeweiligen Prozessgestaltung abhängt. Die nach [Mer12] beschriebenen Klassifikationsmerkmale der Blechmassivumformung sowie

des Stanzstempels und des Walzstempels können mit dem Folgeverbundwerkzeug unterschiedliche Durchmesser und Formen realisiert werden. [Spi22a**]

Zur Befähigung des mehrstufigen Werkzeugs zur online Regelung von Produkteigenschaften wie dem Martensitgehalt, wird in [Spi22b*] die Integration eines Barkhausenrauschsensors in das Walzwerkzeug dargelegt und diskutiert.

3.2 Einflussgrößen beim Lochwalzen

Der Lochwalzprozess weist wie alle Umformprozesse vielschichtige Abhängigkeiten zwischen Halbzeugeigenschaften, Maschine, Umformparametern und tribologischen Eigenschaften auf, vgl. Abbildung 3.3. Dabei beeinflussen alle Parameter sowohl die direkt messbaren Prozessparameter als auch Produkteigenschaften des Lochwalzzeugnisses, wie beispielsweise Prozesskraft, Kragenhöhe und Durchmesser. Neben den direkt messbaren Prozessgrößen lassen sich indirekt oder offline messbare Produkteigenschaften wie Härte, Mikrogefüge und Oberflächenrauheit beeinflussen. Die hier dargelegten Einflussparameter stellen die zum jetzigen technischen Kenntnisstand wichtigsten Einflussparameter auf die Produkteigenschaften des Lochwalzens dar.

Aufgrund des inkrementellen Werkzeugeingriffs eignet sich der Umformprozess Lochwalzen zur Regelung von Produkteigenschaften. Hierzu können hauptsächlich die Umformparameter Drehzahl ω , radialer Vorschub ν_r und Aufweitradius r als Stellgrößen eingesetzt werden. Aufgrund des einseitigen Werkzeugeingriffs und damit dem freien Materialfluss in zwei Raumrichtungen, formt sich der Kragen aufgrund der Geschwindigkeits- und Temperaturabhängigkeit der Fließkurve bei gleichem Aufweitradius r zu unterschiedlichen Kragenhöhen aus. Einhergehend verändert sich aufgrund der Volumenkonstanz die Kragendicke. Ebenso lässt sich die Fließkurve durch unterschiedliche Blechtemperaturen beeinflussen, welche sowohl durch zusätzliche Erwärmung als auch durch Umformenergie frei werdenden Wärme erfolgen kann. Weiterhin wurde in der Arbeit von [Spi22b*] gezeigt, dass abhängig von der Umformgeschwindigkeit für gleiche Umformgrade, unterschiedliche Martensitgehalte im Halbzeug 1.4301 eingestellt werden können. Wie aus

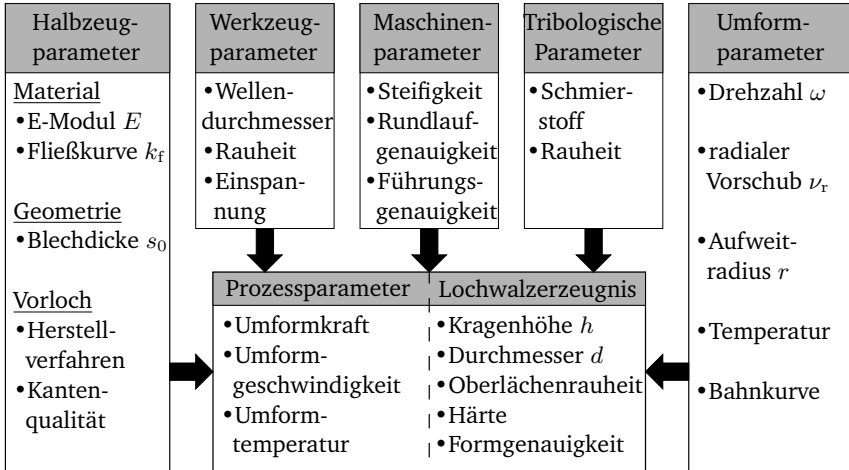


Abbildung 3.3: Einflussparameter auf die Prozessparameter und das Lochwalzerzeugnis i. A. a. [Lan90]

der Arbeit von [Vuč10] bekannt, lassen sich die Oberflächenrauheiten der Spaltprofile durch die Werkzeugrauheit beeinflussen. Hingegen zeigen Versuche beim linearen Fließspalten, dass die Herstellverfahren zur Herstellung der Außenkante keinen signifikanten Einfluss auf die Prozessparameter haben. [Vog22**] hat für das Lochwalzen die von Vucic untersuchten Prozesseinflüsse durch das Vorloch und der Walzenrauheiten in seiner Arbeit experimentell analysiert und beschrieben. Dabei zeigte [Vog22**], dass die Oberflächenqualität des Lochwalzerzeugnisses äquivalent zur Oberflächenrauheit des gedrehten Walzwerkzeugs ist. In Abbildung 3.4 ist zu erkennen, dass die durch das Drehen hervorgerufenen Rauheitsprofile sich im Lochwalzerzeugnis einprägen. Weiterhin konnte gezeigt werden, dass eine kugelgestrahlte Welle mit stochastischem Rauheitsprofil ebenfalls ein stochastisches Rauheitsprofil im Lochwalzerzeugnis aufweist. Dabei liegt die arithmetische Rautiefe der gewalzten Oberfläche unterhalb der Rautiefe des Walzwerkzeugs. Umformparameter wie Drehzahl, radiale Vorschubgeschwindigkeit und Aufweitradius haben nach den Erkenntnissen von [Vog22**] keinen nachweisbaren Einfluss auf die Oberflächenrauheit. Ebenso ist kein signifikanter Einfluss der Wellenrauheit auf die Kragenhöhe und Prozesskraft nachweisbar.

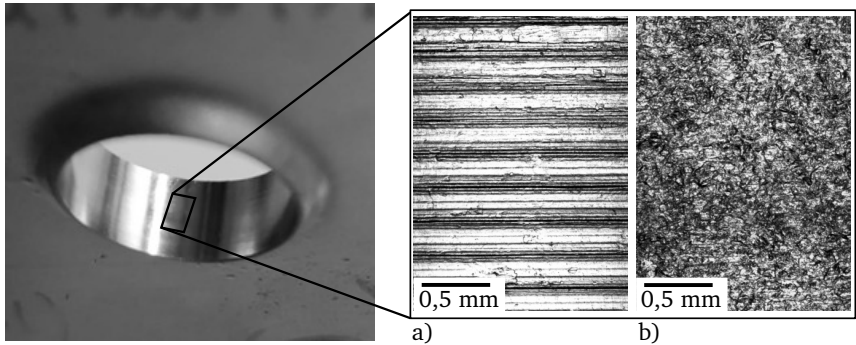


Abbildung 3.4: Mikroskopaufnahme der Oberflächenrauheit des Lochwalzerzeugnisses bei a) gedrehter und b) kugelgestrahlter Walzwelle

Neben der Untersuchung zur Wellenrauheit weist [Vog22**] weiterhin einen Einfluss des Vorlochprozesses auf die Rissbildung im Walzgrund nach, vgl. Abbildung 3.5. Dabei zeigen sich Risse im Walzgrund bei gestanzten Proben. Hingegen konnten bei gebohrten oder auch geriebenen Proben keine Risse im Walzgrund nachgewiesen werden. Inwiefern Risse bei gestanzten Proben im Zusammenhang mit der Kaltverfestigung der Scherzone [Kol20] oder der Asymmetrie der Prozessführung der Drehmaschine stehen, konnte nicht abschließend geklärt werden. Eine Zunahme der Rissbildung anhand der von [Vog22**] eingeführten optischen Klassifikation, konnte im Zusammenhang mit der Veränderung des Schneidspalts beim Stanzen und damit einhergehend dem Anstieg des Glattschnittanteils beobachtet werden.

Härtesteigerungen und die Entstehung von ultra feinkörnigen Gefügen (UFG) sind typisch für Prozesse der Kaltmassivumformung mit hohem Umformgrad. Untersuchungen von [Müh21*] zeigen äquivalent zum Spaltprofilieren eine Härtesteigerung im Randbereich der Walzoberfläche auf. Für das Material DC04 werden Härtesteigerungen von bis zu 190 HV1 erreicht, welche bereits bei kleinen Aufweitverhältnissen von 0,7 erzielt werden. Die Härtesteigerung lässt sich dabei bis zu einer Randschichttiefe von bis zu 3 mm nachweisen und ist in diesem Bereich näherungsweise linear. Das auftretende UFG weist im Blechmittigenbereich nadelförmige Körner (Abbildung 3.6 c) und in der Kragenspitze feinkörnige globulare Körner (Abbildung 3.6 d) auf. Die Korngröße des UFG liegt dabei, bei weniger als 1 μm . [Müh21*] Damit weist

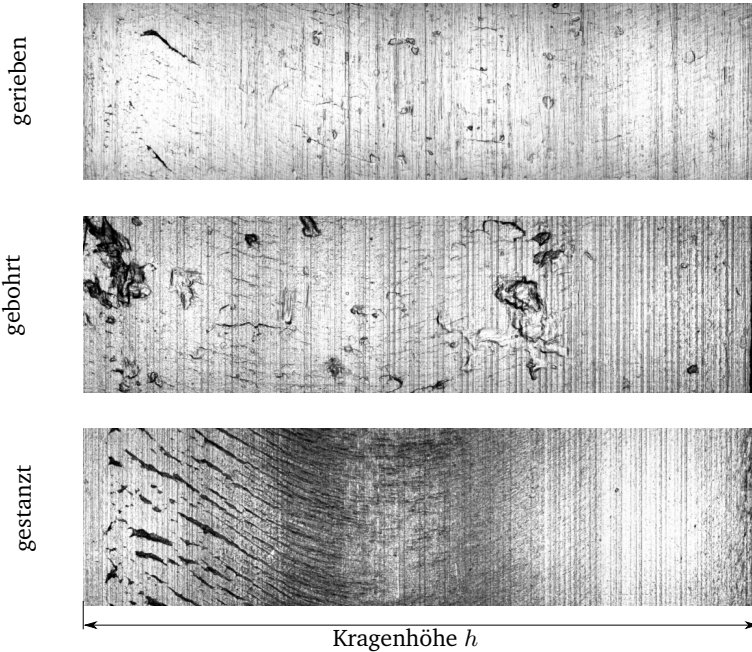


Abbildung 3.5: Mikroskopaufnahme der Oberflächenrauheit in Abhängigkeit des Vorlocherherstellungsprozesses (gerieben, gebohrt, gestanzt) und anschließendes Lochwalzen von DC04

das Lochwalzen beim DC04 ähnlich zu den Untersuchungen des Spaltwalzens von [GVJ07; Mü108; Boh10; Kau13] am Material DD11 und ZStE 500 Korngrößen in Abhängigkeit der Kragenhöhe und in Abhängigkeit von Oberflächentiefe im Spaltgrund auf. Abbildung 3.6 stellt für das Lochwalzen die unterschiedlichen Kornfeinungen in Abhängigkeit der Umformzone dar. Für das Material 1.4301 weist [Spi23*] eine Härtesteigerung in Abhängigkeit von der Drehzahl nach. Die Kragenhöhe wird hingegen nicht von der Drehzahl, sondern von der radialen Vorschubgeschwindigkeit beeinflusst. Dadurch ist eine Mehrgrößenregelung der Produkteigenschaften Härte und Kragenhöhe aufgrund der unterschiedlichen Einflüsse der Steuergrößen auf diese Eigenschaften möglich.

Eine wirtschaftliche Betrachtung des Lochwalzprozesses und die möglichen An-

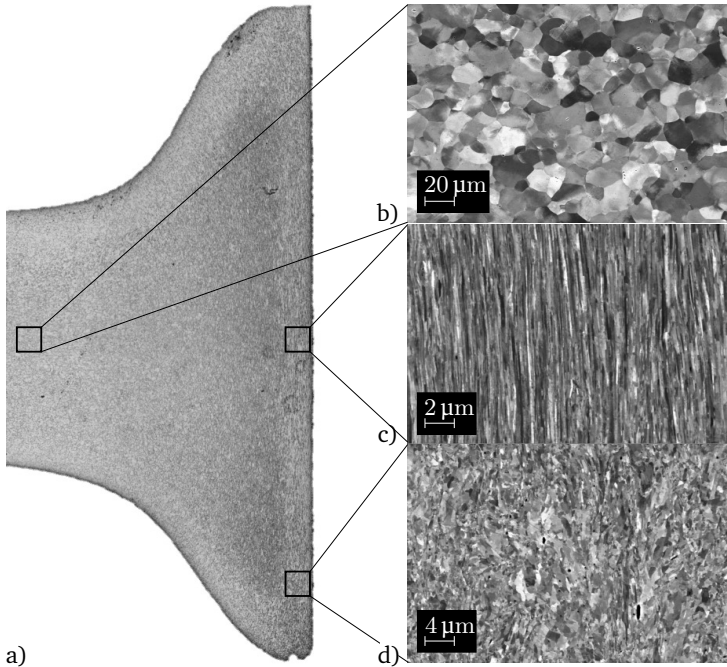
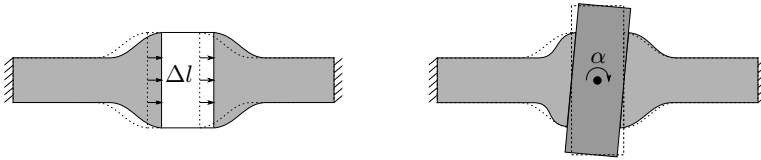


Abbildung 3.6: a) Schlichtbild der Kragengeometrie, b) Grundgefüge, c) Gefüge in der Kragengeometrie, d) Gefüge im äußeren Bereich der Umformzone

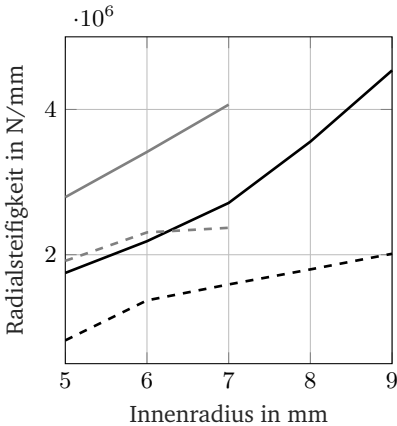
wendungsfälle untersuchte [Ocm21**] mit Hilfe von Experteninterviews und einer Online-Umfrage. Dabei zeigte sich, dass das Lochwalzen, was sich zum derzeitigen Zeitpunkt im Technologiereifegrad vier [Man95] befand, laut Experten ein hohes Potential für zukünftige Produkte wie Lagersitze und Pressverbände aufweist. Dabei wird im Vergleich zur zerspannenden Herstellung von Lagersitzen in Blechstrukturen die gesteigerte Festigkeit und Verschleißfestigkeit hervorgehoben.

Steifigkeitsuntersuchungen des Lochwalzerzeugnisses wurden von [Bär20**] simulativ durchgeführt. Dabei wurden sowohl die Radialsteifigkeit als auch die Biegesteifigkeit für das Lochwalzen, Kragenziehen und Fließlochformen analysiert. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind für das Lochwalzen und das Kragenziehen in Abbildung 3.7 zusammengefasst dargestellt. Es zeigt sich, dass bei gleichen Halb-

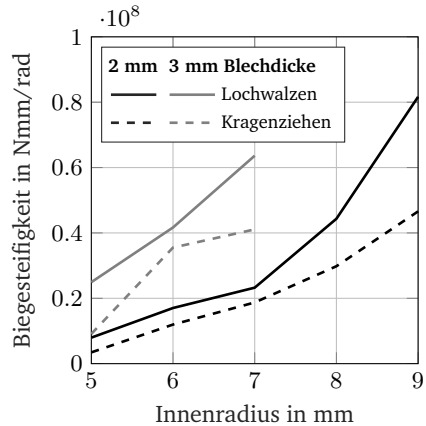
zeugparametern und Aufweitverhältnissen sowohl eine Steigerung der Radial- als auch der Biegesteifigkeit der Funktionsfläche erreicht wird. Die Radialsteifigkeit nimmt mit zunehmendem Innenradius beim Lochwalzen zu. Hingegen wird beim Kragenziehen ein abnehmender Gradient bezüglich der Radialsteifigkeit beobachtet. Im vorliegenden Fall wird durch das Lochwalzen im Vergleich zum Kragenziehen eine Steigerung der Radialsteifigkeit von 225 % und eine Erhöhung der Biegesteifigkeit von 175 % erreicht.



- (a) Simulative Randbedingungen für die Ermittlung der radialen Steifigkeit mit der radialverschiebung Δl (b) Simulative Randbedingungen für die Ermittlung der Biegesteifigkeit mit Drehwinkel α



- (c) Radiale Steifigkeit beim Lochwalzen und Kragenziehen von DC04 in Abhängigkeit des Innenradius und der Blechdicke



- (d) Biegesteifigkeit beim Lochwalzen und Kragenziehen von DC04 in Abhängigkeit des Innenradius und der Blechdicke

Abbildung 3.7: Simulation der Radial- und Biegesteifigkeit beim Lochwalzen für DC04 bei einer Blechdicke von 2 mm und 3 mm sowie einem Anfangsdurchmesser von 4 mm nach [Bär20**]

4 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, das grundlegende Prozessverständnis des Verfahrens Lochwalzen durch experimentelle und simulative Untersuchungen dazulegen und mathematische Zusammenhänge abzuleiten sowie Prozessgrenzen aufzuzeigen. Durch die mathematischen Beschreibungen lassen sich zukünftige Prozessgrößen ohne aufwendige numerische Berechnungsverfahren näherungsweise bestimmen. Diese können zukünftig zur Auslegung neuer Werkzeuge und zur Regelung von Produkteigenschaften beim Lochwalzen eingesetzt werden. Die mathematische Beschreibung des Prozesses umfasst insbesondere die kinematischen Zusammenhänge des Lochwalzens, die Beschreibung der Kontaktfläche zwischen Werkstück und Werkzeug in Abhängigkeit von prozessspezifischen Parametern, wie Material, Blechdicke, Anfangsdurchmesser, Drehzahl und radiale Vorschubgeschwindigkeit, die Ermittlung der Umformkräfte sowie die Beschreibung der maximal erreichbaren Geometrie. Zur Erreichung der Ziele werden experimentelle und simulative Untersuchungen kombiniert. Dazu dienen die experimentellen Untersuchungen der Ermittlung von Einflussgrößen auf das Produkt unter Berücksichtigung der Umform- und Prozessparameter unter realen Versuchsbedingungen. Die Experimente dienen auch zur Modellvalidierung. Die Simulation ermöglicht des Weiteren die idealisierte Untersuchung des Prozesses hinsichtlich orts- und zeitaufgelöster Prozessgrößen wie Umformgrad, Dehnrate, Temperatur, Triaxialität und Lode-Winkel, welche für die anschließenden mathematischen Prozessgrößen- und Prozessgrenzenbeschreibung verwendet werden. Es lassen sich folgende Teilziele zusammenfassen:

1. Experimenteller Prüfstandsaufbau und Kalibrierung der Messtechnik.
2. Versuchsdurchführung, Auswertung und Ableiten von Erkenntnissen.

-
3. Simulative Lochwalzabbildung, Validierung und Untersuchung von Parameterinflüssen unter idealisierten Bedingungen. Ableiten orts- und zeitabhängiger Größen.
 4. Herleitung grundlegender analytischer Prozesszusammenhänge wie Kontaktfläche und Kontaktzeit.
 5. Mathematische Beschreibung orts- und zeitabhängiger Prozessgrößen, wie Umformgrad, Dehnrate und Prozesskraft anhand simulativer und experimenteller Ergebnisse.
 6. Untersuchung der Prozessgrenzen beim Lochwalzen und Analyse der Versagensmechanismen.

Anhand der Teilziele mit Ausrichtung auf die spätere Anwendbarkeit zur Auslegung von neuen Lochwalzwerkzeugen und zur Regelung von Produkteigenschaften, sowie der bekannten Einflussparameter, Abbildung 3.3, lassen sich die wichtigsten Einflussparameter zur Untersuchung auf die Halbzeug-, Werkzeug- und Maschinenparameter einschränken. Zur Untersuchung des Halbzeugeinflusses, bestehend aus E-Modul, Streckgrenze, Zugfestigkeit, Fließkurve, Vorlochdurchmesser und Blechdicke, werden drei Aluminiumlegierungen mit annähernd gleichem E-Modul sowie die Stahllegierung DC04 (1.0338) untersucht. Dabei werden die Prozessparameter des Umformprozesses vollfaktoriell anhand drei radialer Vorschubgeschwindigkeiten v_r , zwei Drehzahlen ω und sechs Innenradien r durchgeführt. Für jede Parameterkombination werden zwei experimentelle Versuche durchgeführt. Der Einfluss der Blechdicke s_0 wird bei den Aluminiumlegierungen in 0,5 mm Schritten unter Berücksichtigung des vollfaktoriellen Umformparametersatzes bis zum Risseintritt am Kragen untersucht. Beim DC04 wird des Weiteren der Einfluss des Anfangsloches d_0 analysiert. Die Untersuchungen der Halbzeugblechdickenschwankungen wird anhand des Materials DC04 unter Berücksichtigung eines reduzierten Umformparametersatzes durchgeführt, vgl. 4.1. Die Blechdicke s_{roh} wird hierzu durch ein zerspanendes Fertigungsverfahren auf die jeweilige Blechdicke s_0 reduziert. Durch die zerspanende Bearbeitung des gleichen Halbzeugs wird eine unbeabsichtigte Kaltverfestigung und damit einhergehend möglichst gleichbleibende Fließkurve, Streckgrenze und Zugfestigkeit gewährleistet. Die daraus resultierende Versuchsmatrix für die experimentellen Versuche ist in Tabelle 4.1 dargestellt.

Tabelle 4.1: Experimenteller Versuchsplan mit vollfaktoriellem Anteil

Halbzeug			Umformparameter Vollfaktoriell aufs Halbzeug		
Material E, k_f	$d_{0, \text{gebohrt}}$ in mm	s_0 in mm	ν_r in mm/U	ω in U/min	r in mm
AW-5083	8,2	1,5	0,03	50 800	5
		2,0	0,1		6
		2,5	0,2		7
		3,0			8
AW-6082	8,2	1,5			9
		2,0			10
		2,5			
		3,0			
DC04	8,2	2,0			
	10,2	2,0			
	12,2	2,0			
DC04 (Halbzeug- blechdicke $s_{\text{roh}} = 3 \text{ mm}$ auf s_0 zerspant)	8,2	1,7	0,03	50	5
		1,8	0,1		6
		1,9	0,2		7
		2,1			8
		2,2			9
		2,3			10

5 Experimentelle Prozessführung

Zur experimentellen Untersuchung des Lochwalzprozesses steht eine konventionelle Drehmaschine zur Verfügung. Die Drehmaschinenkinematik eignet sich dabei aufgrund der rotatorisch angetriebenen Hauptspindel und dem linear angetriebenen Planschlitten zur Realisierung der ebenen Werkzeug-Werkstückbewegung beim Lochwalzen. Die Befähigung der Drehmaschine durch konstruktive Maßnahmen und die dazugehörige Messkette wird im Weiteren beschrieben. Zudem werden die für die Auswertung benötigten Annahmen zur Datenverarbeitung der Messkette erläutert.

5.1 Aufbau des Prüfstandes

Der experimentelle Prüfstand zum Lochwalzen wird auf Basis einer konventionellen Drehmaschine der Firma *Wagner Maschinen, DSC200X900* realisiert. Konventionelle Drehmaschinen ermöglichen einen drehzahlabhängigen Antrieb des Längs- und Planschlittens durch ein Stufengetriebe. Im vorliegenden Fall wird der Planschlitten zur Realisierung des radialen Vorschubs r und die Hauptspindel zur Realisierung der Rotation ω eingesetzt, vgl. Abbildung 2.1. Auf dem Werkzeugträger befindet sich das in Abbildung 5.1 rechts dargestellte Werkzeugsystem mit Sensorik. Dabei sind im Werkzeugsystem zwei Kraftsensoren (F_1 und F_2) *9031A* der Firma *Kistler* verbaut, welche durch den Ladungsverstärker *Kistler 5080A* in eine Spannung von ± 10 V gewandelt werden. Die Kraftsensoren dienen dabei der Erfassung der Prozesskraft F_p . Weiterhin wird über ein Pyrometer (*CTLT25FCF Opris*) die Prozesstemperatur an der Kragenaußenseite sowie der Werkzeugweg w durch den Wegsensor *Burster*

8711 erfasst. Die Aufzeichnung der Messdaten erfolgt durch ein *cRIO 9054* und der Messkarte *NI9215* der Firma *National Instruments*.

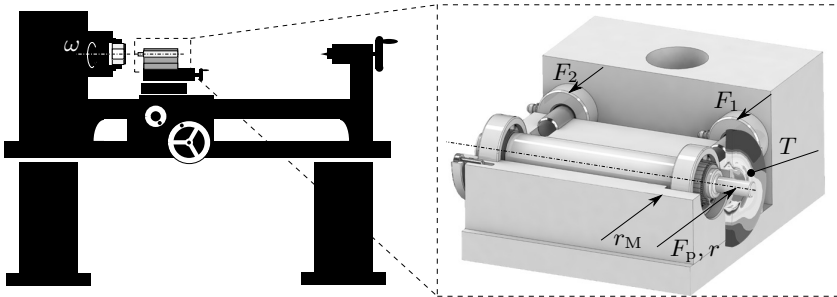


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung des Prüfstands und der Messpositionen i. A. a. [Kno20*]

5.2 Messwertverarbeitung

Zur weiteren Verwendung der Messdaten werden Steifigkeiten und Kalibrierwerte im Postprozess berücksichtigt. Die wirkende Prozesskraft F_P lässt sich unter Berücksichtigung des Nebenkraftflusses der Schraube über den Kalibrierwert $c = 1,157$ nach

$$F_P = c \cdot (F_1 + F_2) \quad (5.1)$$

bestimmen [Kno20*]. Unter Berücksichtigung der Werkzeugsteifigkeit kann des Weiteren die Werkzeugposition r im Prozess über

$$r = r_M - k \cdot F_P^n \quad (5.2)$$

beschrieben werden. Dabei beschreibt r_M den am Werkzeughalter gemessenen Radius. Die Werkzeugsteifigkeit ist dabei abhängig vom Walzendurchmesser. Für die Walzendurchmesser der Parameterstudie ergeben sich nachfolgende Steifigkeiten k und Exponenten n , Tabelle 5.1.

Der Vergleich des aus dem korrigierten Werkzeugweg resultierenden Enddurchmesser und dem gemessenen Durchmesser weist eine mittlere Abweichung von

Tabelle 5.1: Koeffizienten zur Berücksichtigung der Werkzeugsteifigkeit

d_W in mm	k in mm/kN	n
8,0	1,374	0,8201
10,0	0,559	0,9254
12,0	0,558	0,9183

−0,033 mm bei einer Standardabweichung von 0,27 mm über alle durchgeführten Versuche auf. Dabei treten die größten Abweichungen im Bereich von 0 N bis 1500 N auf, da in diesem Bereich die Werkzeugsteifigkeit unterschätzt wird, vgl. Abbildung 5.2.

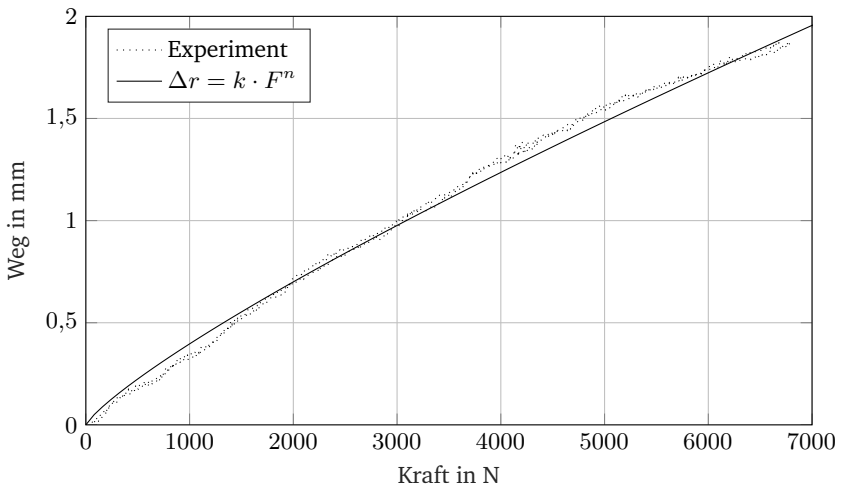


Abbildung 5.2: Kraft-Wegverlauf des Prüfstandes bei einem Wellendurchmesser von 8,0 mm

Untersuchungen zur Kragentemperatur haben gezeigt, dass die Erfassung der Prozesstemperatur T_p mittels Pyrometermessung T_{PyT} an der Kragenaußenseite möglich ist. Hierzu werden Thermoelemente des Typs K durch mittig zur Blechebene erodierte Löcher bis auf 2 mm, 3 mm, 4 mm an die Umformzone eingebracht, vgl. Abbildung 5.3.

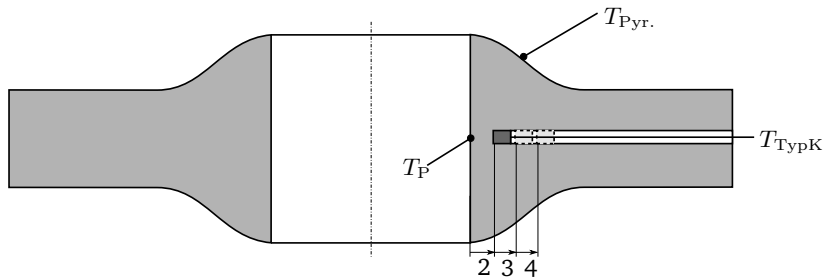


Abbildung 5.3: Schematische Darstellung der Temperaturmessung

Der Vergleich der Pyrometermessung zur Thermoelementmessung ergibt bei einem Abstand von 2 mm eine maximale Abweichung von 5°C . Durch die variierten Messpositionen der Thermoelemente zum Abstand der Umformzone und gleichzeitiger Messung der Pyrometertemperatur kann eine Näherung auf die Prozesstemperatur in der Umformzone erfolgen. Als Approximation wird hierzu der Ansatz

$$T_P(T_{\text{Pyr.}}, \Delta r) = C_1 \cdot T_{\text{Pyr.}} + C_2 \cdot \Delta r + C_3 \cdot T_{\text{Pyr.}} \cdot \Delta r \quad (5.3)$$

herangezogen. Dabei gilt, dass Δr der Messabstand zwischen Umformzone und Thermoelement ist. Die numerische Lösung wird in *Matlab* für das Material DC04 ermittelt. Dabei ergeben sich die Parameter $C_1 = 1,129$, $C_2 = -0,2625 \text{ C/mm}$ und $C_3 = -0,0571 \text{ mm}^{-1}$. Für den Messabstand $\Delta r = 0 \text{ mm}$, welcher die Prozesstemperatur in der Umformzone T_P beschreibt, gilt somit folgender Zusammenhang.

$$T_P = C_1 \cdot T_{\text{Pyr.}} \quad (5.4)$$

Damit liegt die Temperatur in der Umformzone im untersuchten Temperaturbereich von 20°C bis 100°C näherungsweise 13 % höher als die gemessene Pyrometertemperatur. Einflüsse der Geschwindigkeit und des Materials werden bei der Approximation nicht berücksichtigt, können jedoch aufgrund der erzwungenen Konvektion und der Wärmeleitfähigkeit des Materials zu Abweichungen führen. Für den statischen Fall und der Extrapolation des Messabstands ist die Näherungsgleichung aufgrund der nicht berücksichtigten Randbedingungen nur begrenzt anwendbar.

6 Experimentelle Ergebnisse

Auf Grundlage der in Kapitel 4 vorgestellten Versuchsmatrix werden im Folgenden die experimentellen Ergebnisse aus den Untersuchungen dargestellt und diskutiert. Die daraus abgeleiteten Erkenntnisse dienen anschließend als Grundlage zur Modellbildung und Validierung des Lochwalzprozesses. In den nachfolgenden Diagrammen wird für Messungen der Vertrauensbereich der Messergebnisse auf Grundlage der Messmethode als Fläche dargestellt.

6.1 Untersuchungen des Materials DC04

Die Untersuchungen mit dem Material DC04 (1.0338) bei einer Blechdicke von 2,0 mm zeigen, dass die radiale Vorschubgeschwindigkeit ν_r einen signifikanten Einfluss auf die radiale Prozesskraft F_p hat, vgl. Abbildung 6.1. Dabei weist die Prozesskraft zu Beginn des Lochwalzens einen hohen Gradienten auf, welcher mit zunehmender Umformung in eine nahezu lineare Steigung übergeht. Die gemessenen Radien r , die kleiner als der Anfangsradius r_0 sind ($r \leq r_0$) sind durch die Überschätzung der Werkzeugsteifigkeit im Bereich von 0 N bis 1500 N bedingt, vgl. Abbildung 5.2. Der Kraftunterschied zwischen den radialen Vorschubgeschwindigkeiten verläuft dabei ab einem Radius von 5,0 mm näherungsweise parallel. Untersuchungen des Einflusses der Drehzahl auf die Prozesskraft weisen bei DC04 keine signifikanten Einflüsse auf.

Abbildung 6.2 stellt den Einfluss von unterschiedlichen Anfangsradien r_0 auf die Prozesskraft bei zwei radialen Vorschubgeschwindigkeiten ν_r dar. Es ist zu erkennen, dass die Prozesskraft F_p bei 0,1 mm/U das gleiche Kraftniveau unabhängig vom

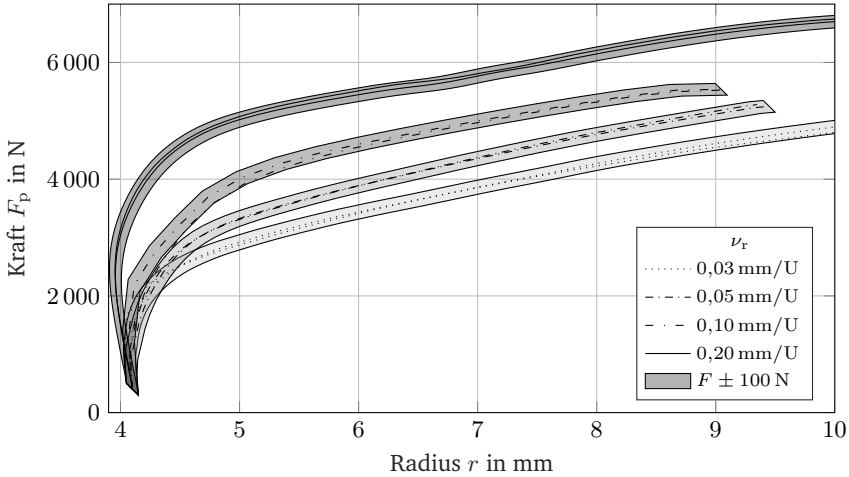


Abbildung 6.1: Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Prozesskraft F_p bei DC04 unter Berücksichtigung aller Drehzahlen von 25 U/min bis 800 U/min.

Anfangsradius für den Aufweitradius r einnimmt. Bei einer radialen Vorschubgeschwindigkeit von 0,2 mm/U steigt die Prozesskraft bei gleichem Radius um ungefähr 300 N pro 1 mm Anfangsradius an. Dabei ist zu beachten, dass die ermittelten Kraftverläufe signifikant abhängig von der Werkzeugsteifigkeit sind.

Analog zur Prozesskraft wird der Einfluss der Drehzahl und radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Kragenhöhe analysiert, vgl. Abbildung 6.3. Dabei werden alle Drehzahlen von 25 U/min bis 800 U/min zu einer radialen Vorschubgeschwindigkeit zusammengefasst. Dabei geht der mögliche Einfluss der Drehzahl auf die Kragenhöhe im Messrauschen unter oder ist nicht signifikant ausgeprägt. Hingegen weist die radiale Vorschubgeschwindigkeit analog zur Prozesskraft einen signifikanten Einfluss auf die Kragenhöhe auf, welcher durch unterschiedliche Gradienten ersichtlich ist.

Die Untersuchung der Prozesstemperatur T_p zeigt weiterhin, Abbildung 6.4, dass beim DC04 abhängig von der Drehzahl und des radialen Vorschubs ein Temperaturanstieg in der Umformzone erfolgt. Dabei gilt, dass mit zunehmender Umformgeschwindigkeit $v_v = \omega \cdot v_r$ die Temperatur über dem Radius ansteigt. Im untersuchten

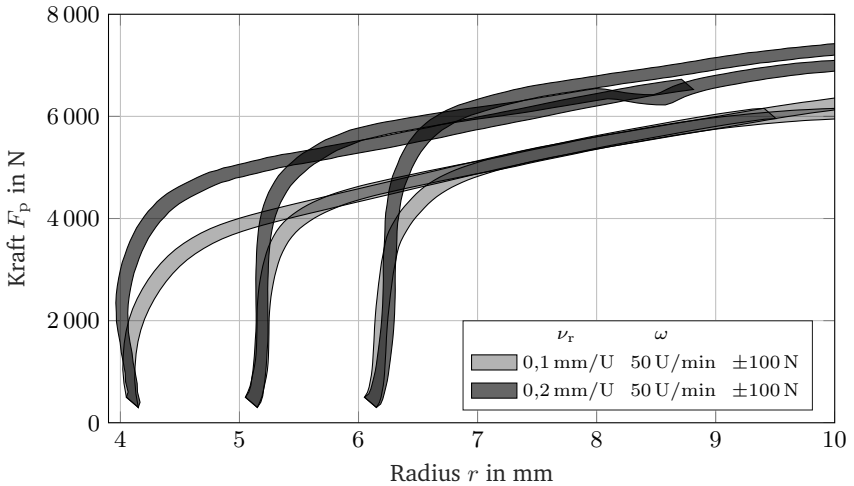


Abbildung 6.2: Einfluss des Anfangsradius $r_0 = \{4,1; 5,1; 6,1\}$ mm auf die Prozesskraft F_p bei Wellendurchmesser $r_{\text{Welle}} = r_0 - 0,1$ mm

Prozessbereich sind somit Temperaturen von bis zu 140°C möglich. Bei Umformgeschwindigkeiten von bis $\nu_r < 0,16 \text{ mm s}^{-1}$ liegen die Temperaturen unterhalb von 60°C und der Einfluss auf die Fließkurve ist vernachlässigbar. Zur numerischen Abbildung des Lochwalzprozesses mit höheren Umformgeschwindigkeiten bedarf es einer temperaturabhängigen Fließkurve. Einen weiteren Einfluss auf den Prozess hat das Halbzeug. Neben den Materialeigenschaften weisen die Blechdicke und das Anfangsloch einen Einfluss auf Prozesskraft und Kragenhöhe auf. Wie zu erwarten, erhöht sich mit zunehmender Blechdicke s_0 die Prozesskraft F_p als auch die Kragenhöhe h an, vgl. Abbildung 6.5 und 6.6.

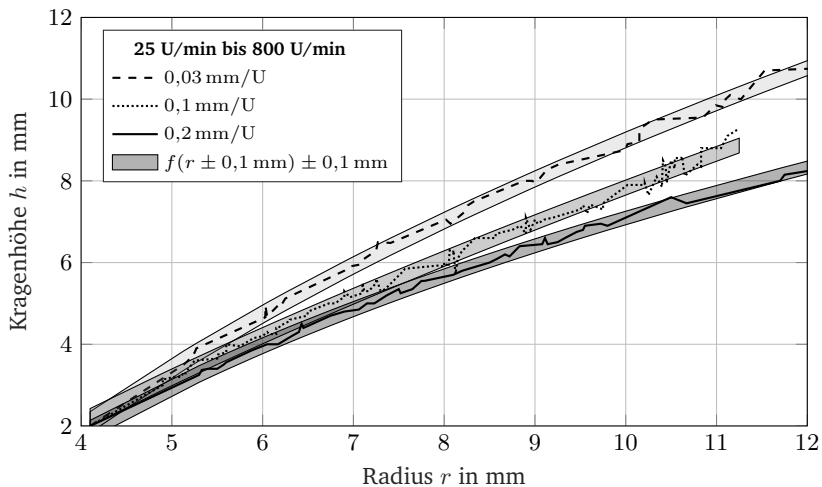


Abbildung 6.3: Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Kragenhöhe h am Beispiel DC04 $t_0 = 2\text{ mm}$, Vertrauensintervall $h = f(r \pm 0,1\text{ mm}) \pm 0,1\text{ mm}$.

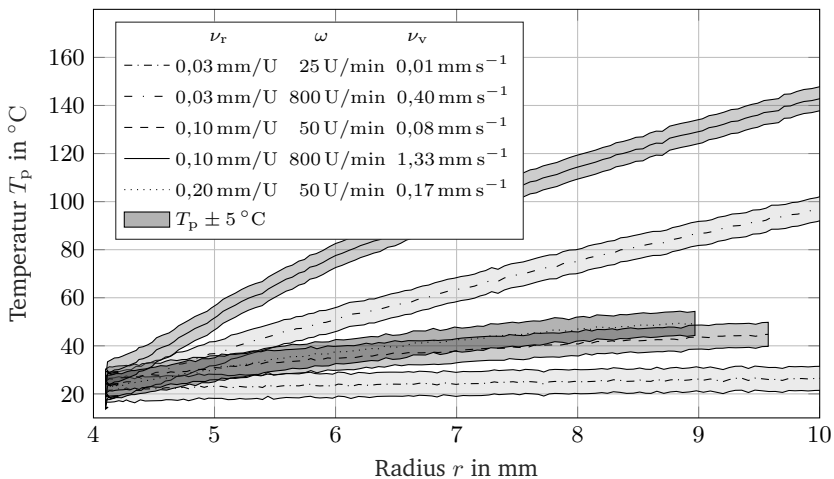


Abbildung 6.4: Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit und der Drehzahl auf die Temperatur T_p in der Umformzone

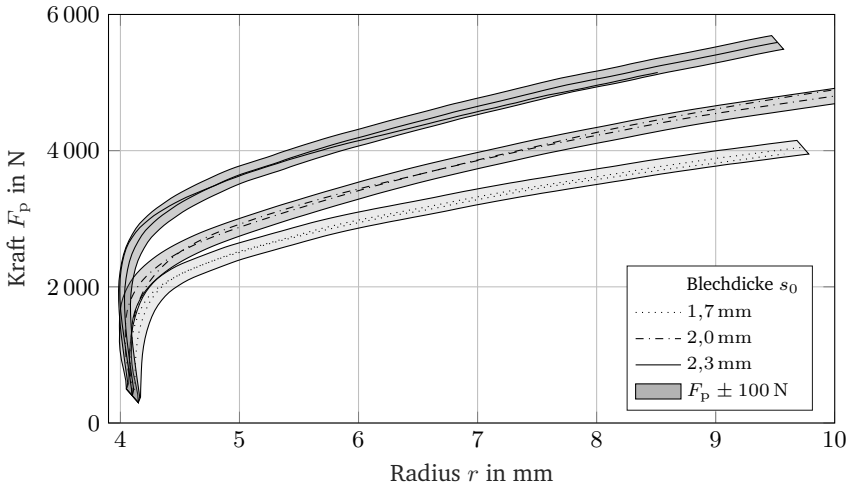


Abbildung 6.5: Einfluss der Blechdicke s_0 auf die Prozesskraft F_p bei $0,03 \text{ mm/U}$

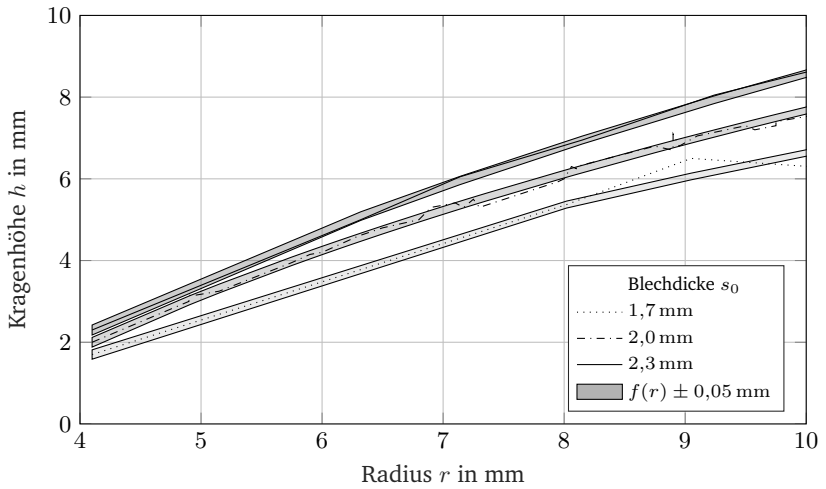


Abbildung 6.6: Einfluss der Blechdicke s_0 auf die Kragenhöhe h bei $0,1 \text{ mm/U}$

6.2 Untersuchung von Aluminiumlegierungen

Analog zum Material DC04 ist zu erwarten, dass die Blechdicke s_0 und die radiale Vorschubgeschwindigkeit ν_r einen Einfluss auf die Prozessparameter haben. Aufgrund des einseitigen inkrementellen Werkzeugeingriffs und dem damit eingehenden freien Materialfluss in zwei Raumrichtungen, kann davon ausgegangen werden, dass bei Aluminiumlegierungen aufgrund der unterschiedlichen Fließkurven andere Kragenhöhen und Prozesskräfte in Abhängigkeit der Prozessparameter auftreten. Dabei ist zu erwarten, dass die Drehzahl aufgrund des Einflusses auf die Prozesstemperatur im Vergleich zum Material DC04 einen signifikanten Einfluss auf die Fließkurve, Prozesskraft und Kragenhöhe aufweist. Die beim Aluminium auftretenden Prozesstemperaturen liegen bei einer Geschwindigkeit von $\nu = 2,667 \text{ mm s}^{-1}$ und einer Aufweitung von 6 mm bei bis zu $110 \text{ }^\circ\text{C}$, vgl. Abbildung 6.7. Damit liegen die Temperaturen bei gleicher Aufweitung und Prozessgeschwindigkeit im Vergleich zum DC04 ungefähr $30 \text{ }^\circ\text{C}$ niedriger. Dieser Effekt ist aufgrund der geringeren Umformarbeit und der dreifach höheren Wärmeleitfähigkeit von Aluminium zu Stahl plausibel, da sich die Umformwärme schneller im Versuchsmaterial verteilt, wodurch eine höhere Wärmeabfuhr durch freie Konvektion als auch durch Wärmeübertragung an die Werkzeughalter einstellt.

6.2.1 AW5083

Die materialspezifischen Eigenschaften zeigen analog zu DC04, dass ein signifikanter Einfluss auf die Kragenhöhe und die Prozesskraft besteht. Die Zunahme der Blechdicke hat dabei ebenso eine Zunahme der Kragenhöhe zur Folge. Anhand der spezifischen Kragenhöhe h/s_0 ist zu erkennen, Abbildung 6.8, dass eine Kragenhöhenzunahme bei zunehmender Blechdicke, 2,5 mm zu 3,0 mm, stagniert.

Aus Abbildung 6.9 ist ersichtlich, dass analog zum DC04 eine Abhängigkeit der radialen Vorschubgeschwindigkeit und weiterhin eine Abhängigkeit der Drehzahl auf die Kragenhöhe besteht. Dabei sinkt bei zunehmender radialer Geschwindigkeit vorerst die Kragenhöhe, welche anschließend wieder ansteigt. Bei geringen Prozessgeschwindigkeiten ν weist AW5083 keinen Einfluss der Drehzahl auf die Kragenhöhe auf. Es lässt sich schlussfolgern, dass zur realitätsnahen Abbildung des Prozesses

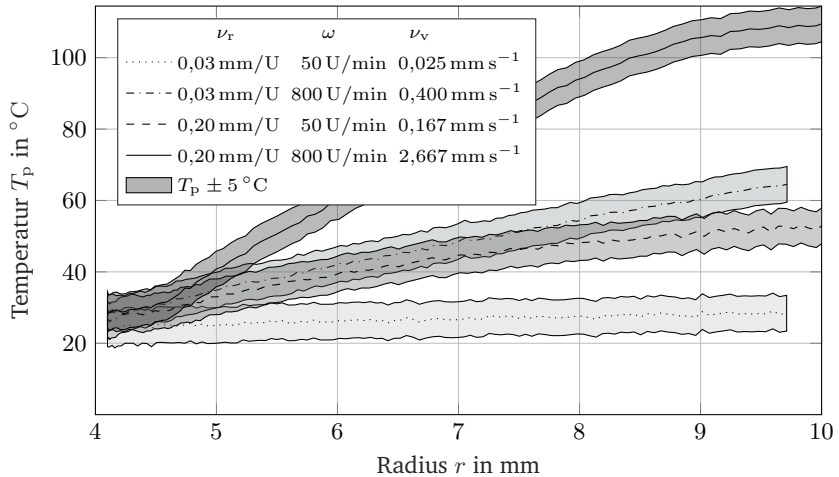


Abbildung 6.7: Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit und der Drehzahl auf die Temperatur T_p bei Aluminium AW5083 2,0 mm

bei größeren Prozessgeschwindigkeiten eine thermisch gekoppelte Simulation mit dehnratenabhängiger Fließkurve notwendig ist.

Diese These wird weiterhin von der gemessenen Prozesskraft gestützt. In Abbildung 6.10 ist zu erkennen, dass die Prozesskraft bei 0,2 mm und 800 U/min im Vergleich zu 0,2 mm und 50 U/min sinkt, was für eine abnehmende Fließspannung aufgrund der Dehnrates oder Umformtemperatur spricht. Dieser Effekt tritt hingegen nicht bei geringen Geschwindigkeiten von 0,03 mm auf.

6.2.2 AW6082

Bezüglich der Wechselwirkung zwischen Halbzeugparametern, Prozessparameter und Lochwalzerzeugnis verhält sich der Werkstoff AW6082 ähnlich zu AW5083. Die dabei auftretenden Prozesskräfte fallen wie zu erwarten aufgrund der höheren Streckgrenze von 244 MPa im Vergleich zu 144 MPa bei AW5083, höher aus. Dabei liegt die Kraftdifferenz bei AW6082 bei einem Aufweitradius von 6,0 mm und einem radialen Vorschub von 0,2 mm/U bei ungefähr 1 kN und bei einem radialen Vorschub

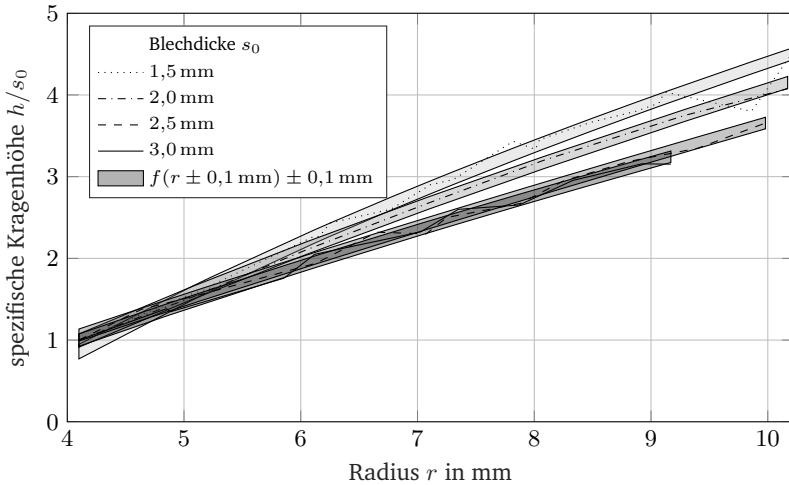


Abbildung 6.8: Einfluss der Blechdicke auf die Kragenhöhe h bei Aluminium AW5083 50 U/min und 0,1 mm/U

von 0,03 mm bei ungefähr 0,7 kN.

6.3 Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse

Das Lochwalzen zeichnet sich durch seinen inkrementellen einseitigen Werkzeugeingriff und den sich frei ausbildenden Kragen aus. In Abhängigkeit der Kombination aus Umformparametern und Halbzeugparametern wechselwirken die Parameter des Prozesses und des Lochwalzerzeugnisses miteinander. Dabei zeigt sich, dass zur realitätsnahen Abbildung des Prozesses sowohl geschwindigkeitsabhängige als auch temperaturabhängige Fließkurven notwendig sind. Bei Prozessgeschwindigkeiten kleiner $0,16 \text{ mm s}^{-1}$ ist eine Vernachlässigung der Prozesstemperatur sowohl bei Stahl als auch Aluminium möglich, da die Materialtemperatur in der Umformzone kleiner $50 \text{ }^\circ\text{C}$ beträgt, welche keinen signifikanten Einfluss auf die Fließkurve hat. Die ausgeprägte Geschwindigkeitsabhängigkeit des Prozesses konnte für alle untersuchten Materialien anhand der steigenden Prozesskraft sowie anhand der Kragenhöhe nachgewiesen werden. Bereits geringe Schwankungen der Blechdicke

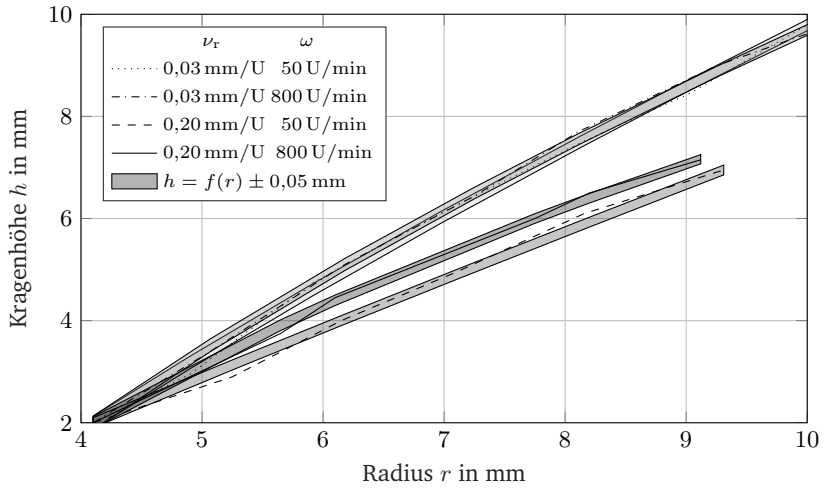


Abbildung 6.9: Einfluss der Drehzahl und radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Kragenhöhe h bei Aluminium AW5083 2,0 mm Blechstärke

als auch des Fließverhaltens der Materialien haben einen nachweisbaren Effekt auf die Prozesskraft und die Kragenhöhe.

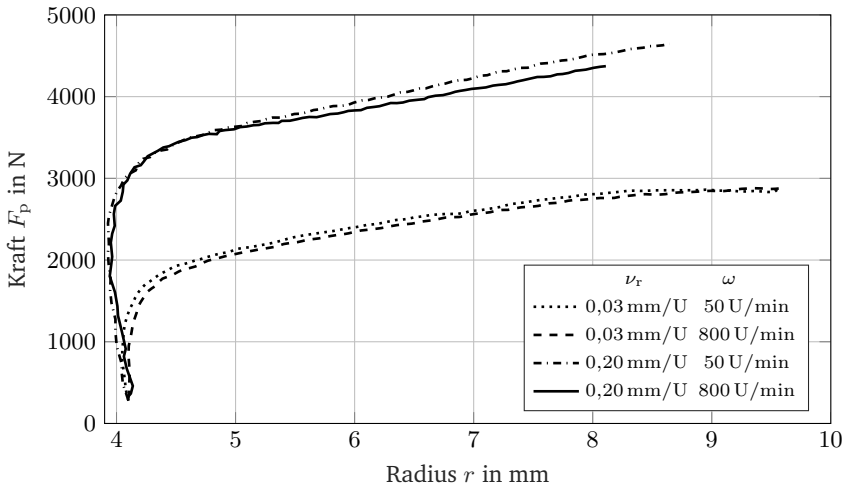


Abbildung 6.10: Einfluss der Drehzahl und radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Prozesskraft F_p bei Aluminium AW5083 2,0 mm Blechstärke

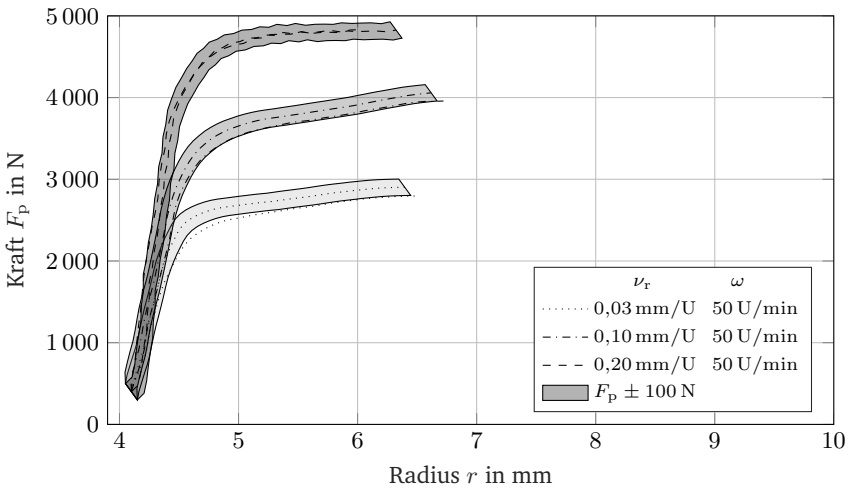


Abbildung 6.11: Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Prozesskraft F_p bei Aluminium AW6082 2,0 mm Blechstärke

7 Numerische Prozessuntersuchung

Zur zeitlichen und örtlichen, sowie der idealisierten Untersuchung des Lochwalzprozesses und Erhöhung des Prozessverständnisses wird der Prozess numerisch abgebildet. Die Abbildung des Prozesses erfolgt in der Software *Simufact Forming 2021* der Firma MSC. Im folgenden Kapitel wird die Ermittlung der verwendeten Fließkurven und der Aufbau des Simulationsmodells mit den getroffenen Annahmen vorgestellt. Abschließend erfolgt eine Validierung des Simulationsmodells und eine Sensitivitätsanalyse der getroffenen Annahmen.

7.1 Modellaufbau

Die numerische Abbildung des Lochwalzprozesses erfolgt sowohl als Voll- als auch Halbmodell, wobei die Symmetrieebene des Halbmodells mittig in der Blechebene liegt. Das Halbmodell kann beim Lochwalzprozess bei zylindrischen Walzwerkzeugen, deren Achse senkrecht zur Blechebene steht, erfolgen. Im Falle von nicht zylindrischen Walzwerkzeugen oder einer nicht senkrechten Werkzeugachse zur Werkstückebene ist ein Vollmodell anzuwenden, um nicht symmetrische Materialflüsse in z -Richtung abbilden zu können. Eine Approximation des Lochwalzprozesses als axialsymmetrische Simulation ist aufgrund des inkrementellen Werkzeugeingriffs und des damit einhergehenden wirkenden Spannungszustands nicht sinnvoll.

Zur Simulation des Lochwalzprozesses wird das zu untersuchende Werkstück rotationsymmetrisch mit einem Innendurchmesser d_i und einem Außendurchmesser d_a modelliert, Abbildung 7.1. Dabei werden als Randbedingungen am Außendurchmesser d_a alle Freiheitsgrade gesperrt. Bei Untersuchungen bezüglich der Knotenfreiheitsgrade am Außendurchmesser sind keine Unterschiede bezüglich des Einflusses

der Freiheitsgrade $u_i = u'_i = 0$ oder $u_i = 0$ und freier rotatorischer Freiheitsgrade u'_i , auf die Prozesskraft oder Kragenhöhe feststellbar. Der Außendurchmesser d_a sollte so gewählt werden, dass die plastische Einflusszone kleiner als der Außendurchmesser ist.

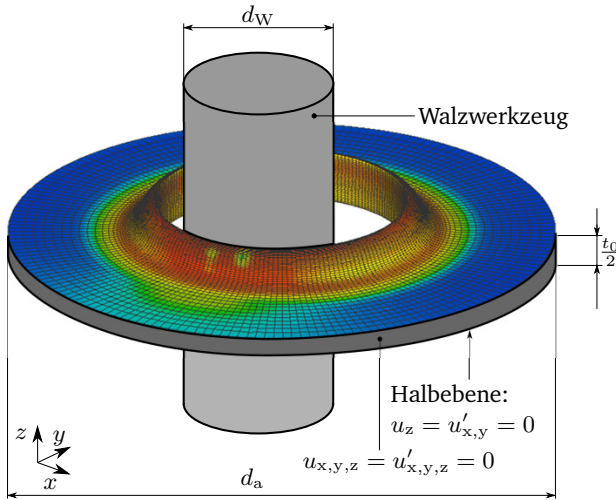


Abbildung 7.1: Aufbau und Randbedingungen des numerischen Modells i. A. a. [Kno20*]

Zur Diskretisierung des zu untersuchenden Werkstücks schlägt [Kle14] beim Drückwalzen, welches Analogien zum Lochwalzen, wie hohe Umformgrade und Dehnraten aufweist, die Verwendung von linearen Hexaederelementen oder quadratischen Tetraederelementen (Tet157) vor. Erste numerische Untersuchungen zum Lochwalzen wurden in *Marc Mentat 2019* mittels Tetraederelementen (Tet134) von [Nie19**; Kno20*] durchgeführt. Untersuchungen mit der in dieser Arbeit verwendeten Software *Simufact Forming 2021* zeigen, dass lineare Hexaederelemente (Ringmesh-Algorithmus) beim Lochwalzen eine ebenso hohe Approximationsgüte erzielen. Durch die radial angeordneten Hexaederelemente ist eine optimierte Netzstruktur möglich, was zu einer reduzierten Elementanzahl im Vergleich zu den Tetraederelementen führt. Dabei wird eine Anfangselementkantenlänge von 0,4 mm gewählt, welche durch die Neuvernetzung bis auf 0,1 mm reduziert werden kann.

Untersuchungen bezüglich der Elementkantenlänge zeigen, dass kleinere Elementkantenlängen keinen signifikanten Einfluss auf die Prozesskraft haben. Der Einfluss der Elementkantenlänge von 0,1 mm im Vergleich zur Elementkantenlänge von 0,2 mm, beeinflusst die Genauigkeit der Kragenhöhe. Dabei liegt die Abweichung der Kragenhöhe aufgrund der unterschiedlichen Elementkantenlängen bei 0,05 mm. Eine Vergrößerung der kleinsten Elementkantenlänge führt hingegen zu einer geringeren Approximationsgüte der Kragenhöhe, sowie zu Vernetzungsproblemen. Die Differenz der Kragenhöhe zwischen einer Elementkantenlänge von 0,1 mm im Vergleich zu einer Elementkantenlänge von 0,4 mm, beträgt 0,075 mm.

Zur Lösung der zugrundeliegenden Differenzialgleichung verwendet *Simufact Forming 2021* das explizite Verfahren. Aufgrund des inkrementellen Werkzeugeingriffs werden zur genauen Approximation der Werkzeugbewegung, sehr kleine Zeitschritte benötigt, wodurch eine Lösung durch explizite Verfahren im Vergleich zum impliziten Verfahren zu bevorzugen ist. Es wird weiterhin die Annahme getroffen, dass Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück, aufgrund der walzenden Bewegung zu vernachlässigen ist. Die Beschreibung des Materials erfolgt in der Simulation mittels elastisch-plastischem Materialmodell, welche im Weiteren betrachtet wird.

7.2 Bestimmung der Fließkurve

Die Bestimmung der Fließkurve erfolgt mit dem im Kapitel 2.4 vorgestellten Flachstauchversuch. Zur Durchführung des Flachstauchversuchs wurde hierzu für die Zug-Druckprüfmaschine *Allround-Line* 100 kN der Firma *ZwickRoell* ein Prüfwerkzeug hergestellt, welches die Durchführung der Materialcharakterisierung für hohe Umformgrade ermöglicht, vgl. Abbildung 7.2. Die Erfassung der Stauchkraft und des Stauchwegs erfolgt mittels vorhandener Sensorik der Prüfmaschine. Dabei wird die Erfassung des Werkzeugwegs durch die berührungslose Messtechnik des Video-Extensometers der Firma *ZwickRoell* bei einem Abstand von 600 mm mit einer Auflösung von kleiner 5 μm realisiert.

Die Probenstempel sind aus vergütetem 1.2379 hergestellt und weisen eine Stempelbreite von $a = 2 \text{ mm}$ und eine maximal mögliche Probenbreite von $b_{\text{max}} = 30 \text{ mm}$

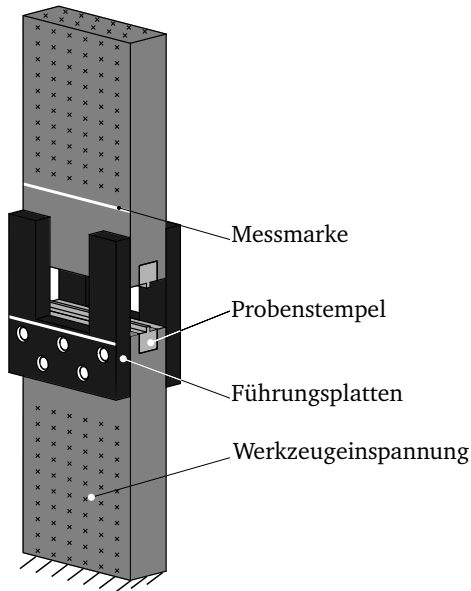


Abbildung 7.2: Flachstauchversuchswerkzeug für die *Allround-Line* 100 kN der Firma *ZwickRoell*

auf. Die Stempelkante ist dabei scharfkantig ausgeführt, sodass die Kontaktfläche näherungsweise über dem Prüfprozess konstant bleibt. Die Durchführung der Prüfung erfolgt bis zu einer gemessenen Dehnung von 80 %. Zur Abbildung von Dehnraten- effekte auf das Fließverhalten, wird eine Variation der Dehnrade durchgeführt.

Die Umrechnung der wirkenden Spannung erfolgt durch das von Mises Fließkrite- rium nach Gleichung 2.18. Zur Bestimmung der Fließspannung werden weiterhin die Reibung und Scherung durch Gleichung 2.23 berücksichtigt, wodurch sich die Fließspannung k_f nach

$$k_{f,Mises} = \frac{\sqrt{3}F(\varphi)}{2 \cdot a \cdot b \left(1 + \frac{\mu a}{2h} + \frac{1h}{4a} \right)} \quad (7.1)$$

ergibt. Der Vergleichsumformgrad nach von Mises $\varphi_{v,Mises}$ wird mittels der Glei-

chung 2.19 bestimmt.

Bei der Auswertung wird dabei die Annahme eines konstanten Reibwerts getroffen. Die plastische Materialgrenze lässt sich sowohl bei ausgeprägtem Lüdersbereich aus dem Flachstauchversuch ablesen, als auch näherungsweise anhand der Dehngrenze $R_{p0,2}$ aus einem Zugversuch oder dem Temperaturgradienten sowie der resultierenden Probengeometrie [Lov06] bestimmen. Für die vorliegende Arbeit wurde der plastische Bereich anhand der resultierenden Probenhöhe h bestimmt.

7.2.1 Mathematische Fließkurvenbeschreibung

Anhand der zuvor definierten Randbedingungen und der hergeleiteten Fließspannungsgleichung 7.1 lässt sich die Fließkurve für die Simulation bestimmen, welche anschließend durch die Abbildung des Flachstauchversuchs in der FEM über die wirkende Kraft validiert werden kann. Dabei kann die Reibung μ durch Iterationen des Vorgehens ermittelt werden. Hierzu wurde das in Abbildung 7.3 dargestellte Vorgehen gewählt, wobei der Reibwert μ im Bereich von 0,03 bis 0,2 vermutet wird.

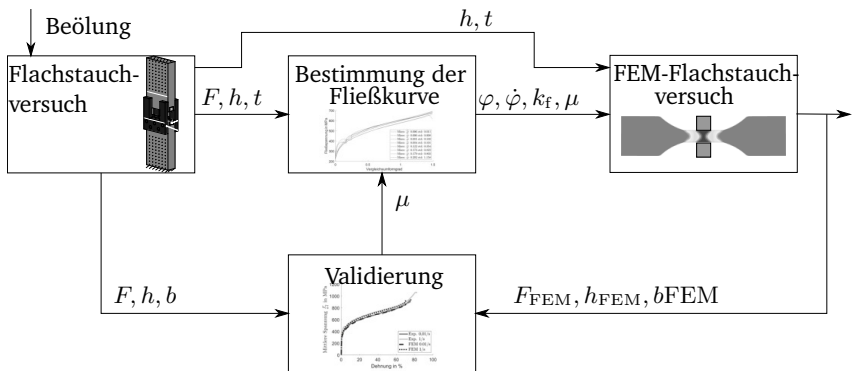


Abbildung 7.3: Vorgehen zur Ermittlung des Reibwerts und Validierung der Fließkurve

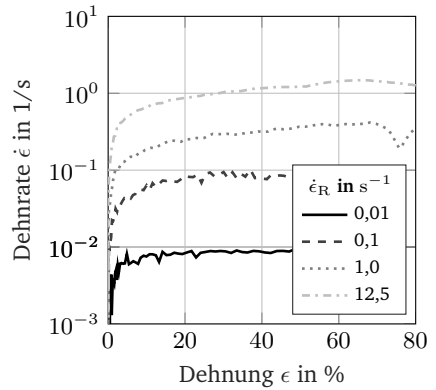
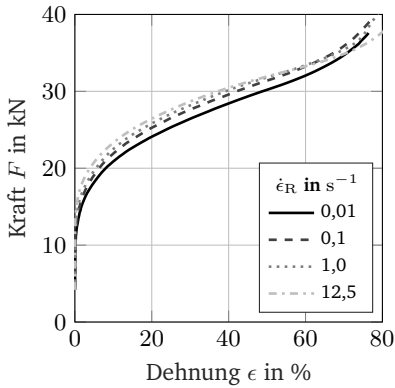
Die Auswertung und Validierung wird im Nachfolgenden exemplarisch anhand des Materials DC04 (1.0338) mit 2 mm Blechdicke dargestellt und diskutiert. Hierzu

sind in Abbildung 7.4a die aus der Zugdruckprüfmaschine erfassten Dehnungs-Kraftverläufe für die vorgegebene Lageregelung des Flachstauchversuchs in vier Dekaden dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Umformgeschwindigkeit, wie in der Literatur beschrieben, einen Einfluss auf die Prüfkraft F_P hat. Zudem ist ersichtlich, dass bei Dehnraten von 10 s^{-1} die Prüfkraft bei einer Dehnung von ungefähr 20 % auf das Niveau von kleineren Dehnraten abnimmt. Betrachtet man dazu die Dehnrate aus Abbildung 7.4b zeigt sich, dass die Regelung der Dehnrate im Bereich von 70 % instabil ist, wodurch die Prüfkraft auf das Niveau der niedrigeren Dehnraten abnimmt. Weiterhin ist zu erkennen, dass die Reglervorgabe bei $\dot{\epsilon} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $\dot{\epsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ durch die Prüfmaschine nicht erreicht wird.

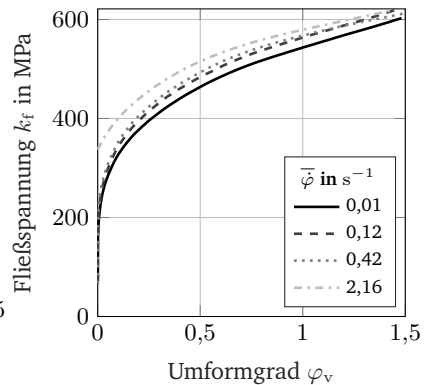
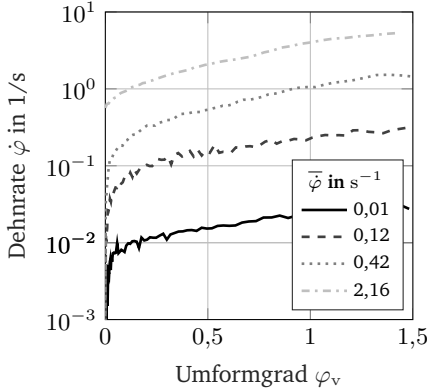
Die Bestimmung des plastischen Bereichs der Fließkurve erfolgt anhand der resultierenden Probenhöhe h . Hierzu sind die logarithmische Dehnung in Abbildung 7.4b sowie in Abbildung 7.4d die Fließkurve in Abhängigkeit der mittleren logarithmischen Dehnrate dargestellt. Bei einer mittleren Dehnrate von $\bar{\varphi} = 2,16 \text{ s}^{-1}$ weist die Fließkurve bei $\varphi = 0$ eine um den Faktor 1,5 höhere Fließgrenze im Vergleich zur Dehnrate $\bar{\varphi} = 0,01 \text{ s}^{-1}$ auf. Nach [Ste05] weist das Material DC04 für die Dehnraten eine Streckgrenzenzunahme um den Faktor 1,2 auf. Dabei erreicht [Ble04] für den in dieser Arbeit untersuchten Dehnratenbereich von $\dot{\varphi} = 0,01 \text{ s}^{-1}$ bis $\dot{\varphi} = 2,16 \text{ s}^{-1}$ eine Streckgrenzenzunahme vom Faktor 1,5 und für die Dehnrate $\dot{\varphi} = 100 \text{ s}^{-1}$ einen Faktor 2,0. Damit stimmt der ermittelte Dehnrateneinfluss mit der Literatur für das Material DC04 überein.

In der Simulationssoftware *Simufact Forming* der Firma *MSC Software* besteht zum einen die Möglichkeit, die Fließkurven anhand von Tabellen sowie über vordefinierte oder programmierte mathematische Beschreibungen als Funktionen des Umformgrades, der Dehnrate und der Temperatur zu hinterlegen. Eine Übersicht der in der Umformtechnik verwendeten mathematischen Ansätze zur Beschreibung des Fließverhaltens findet sich in [Lar10]. Dabei teilt [Lar10] die mathematischen Materialmodelle in quasistatische und dynamische Modelle auf und bewertet die dynamischen Modelle hinsichtlich ihrer Approximationsgüte, Parameteranzahl und Gültigkeitsbereiche der Dehnrate. [Lar10]

Nach [Lar10] empfiehlt es sich für den vorliegenden Fall aufgrund der Genauigkeit und der vorliegenden Dehnrate von $0,001 \text{ s}^{-1}$ bis 200 s^{-1} das dynamische Modell El-Magd-modified zu verwenden, welches durch 8 Parameter beschrieben wird.



(a) Gemessener Dehnungs-Kraftverlauf in Abhängigkeit der Dehnratenregelvorgabe $\dot{\epsilon}_R$ (b) Dehnrate in Abhängigkeit der Dehnung und der Dehnratenregelvorgabe $\dot{\epsilon}_R$



(c) Logarithmische Dehnrate in Abhängigkeit des Umformgrads und der mittleren log. Dehnrate $\bar{\varphi}$ (d) Berechnete Fließkurve in Abhängigkeit der gemittelten Dehnrate

Abbildung 7.4: Bestimmung der Fließkurve am Beispiel von 2 mm DC04 (1.0338)

Nach [Lar10] gilt für El-Magd-modified folgender Zusammenhang:

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T) = \left\{ (C_1 + C_2 \cdot \varphi + C_3 \cdot \left[1 - \exp\left(-\frac{\varphi}{C_4}\right) \right]^{C_5} + C_6 \cdot (\dot{\varphi}^{C_7} - \dot{\varphi}_0^{C_7}) \right\} \cdot \exp[-C_8 \cdot (T - T_0)] \quad (7.2)$$

Dabei ist $\dot{\varphi}_0$ die Referenzdehnrate und T_0 die Referenztemperatur der Materialprüfung. Im vorliegenden Fall werden die auftretenden Temperaturen vernachlässigt, weshalb Temperaturen mit $C_8 = 0$ unberücksichtigt bleiben. Des Weiteren wird der Koeffizient $C_2 = 0$ gewählt, da eine unendliche Verfestigung der Materialien nicht stattfindet, wie in [DMS86] für DC05, AW5083 und AW6082 ersichtlich ist. Die Bestimmung der Koeffizienten C_1 und C_3 bis C_7 werden durch die ermittelten Fließkurven der Flachstauchversuche mittels der nichtlinearen Methode der kleinsten Quadrate in *Matlab* bestimmt. Damit ergeben sich für das Material DC04 $t_0 = 2,0$ mm nachfolgende Koeffizienten und die Fließkurven nach Abbildung 7.5.

$C_1 = 208,0\text{MPa}$	$C_2 = 0,000$	$C_3 = 451,0\text{MPa}$
$C_4 = 1,000$	$C_5 = 0,565$	$C_6 = 48,46\text{MPa}$
$C_7 = 0,303$	$\dot{\varphi}_0 = 110^{-7}$	RMSE = 6,25

Die Bestimmung der Koeffizienten und Validierung des Materialmodells sowie der getroffenen Annahmen erfolgen mittels der in Abbildung 7.3 vorgestellten Vorgehensweise. Hierbei wird der Reibwert iterativ anhand des Werkzeugkraft-Wegverlaufes, sowie der resultierenden Stauchbreitengeometrie bestimmt. In einer dreidimensionalen Achtelsimulation wird dabei der reale Werkzeugweg h unter Berücksichtigung der Werkzeugsteifigkeit (0,22 mm/kN) verwendet. Damit ist sichergestellt, dass die nicht konstante Werkzeuggeschwindigkeit keinen Einfluss auf die Validierung des Materialmodells hat. Durch das iterative Vorgehen wird für DC04 ein Reibwert von $\mu = 0,035$ bestimmt.

Die wirkende Prozesskraft des Flachstauchversuchs ist für DC04 in Abbildung 7.6b dargestellt. Es zeigt sich, dass Simulation und Experiment des Flachstauchversuchs

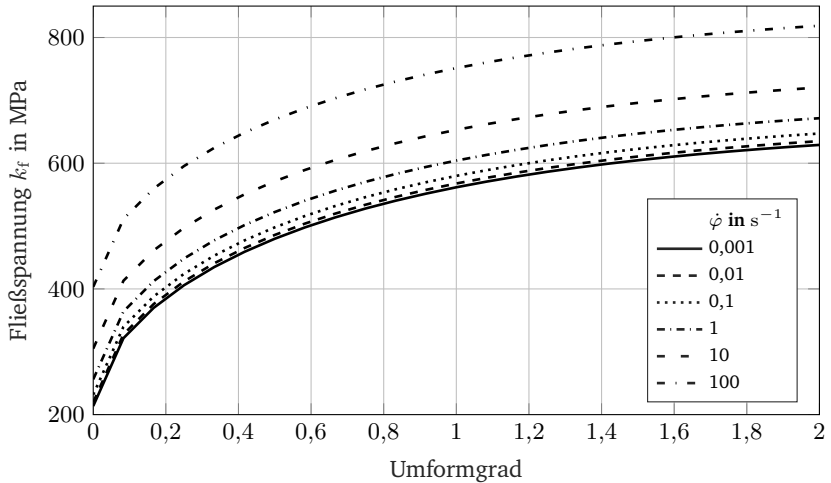
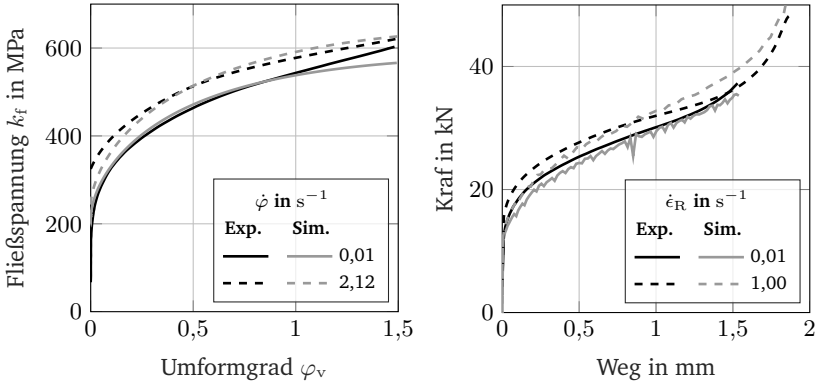


Abbildung 7.5: Fließkurven DC04

sowohl quantitativ als auch qualitativ bei geringen Geschwindigkeiten gut übereinstimmen. Dabei liegt die mittlere Abweichung zwischen Simulation und Experiment für beide Geschwindigkeiten bei 187 N bei einer Standardabweichung von 1654 N. Die größten Abweichungen treten im Dehnungsbereich von 0 % bis 20 % sowie bei >75 % auf. Damit ist davon auszugehen, dass die mathematische Fließkurvenbeschreibung die Dehnratenabhängigkeit bei hohen Umformgraden und gleichzeitig hohen Dehnraten überschätzt, wohingegen bei kleinen Umformgraden und kleinen Dehnraten die Fließspannung unterschätzt wird.

Aufgrund des signifikant ausgeprägten Temperaturverhaltens von AW5083 konnte keine dehnratenabhängige Fließkurve unter der Bedingung einer konstanten Temperatur mittels des El-Magd-modified Modells bestimmt werden. Simulative Untersuchungen der Temperaturen im Flachstauchversuch zeigen, dass abhängig von der Versuchsgeschwindigkeit Temperaturunterschiede von 20 °C auftreten können. Bei kleinen Dehnraten von 0,01 s ist die Proben temperatur nahezu konstant. Im Weiteren wird für die Simulation von AW5083 die gemessene Fließkurve bei einer Dehnraten von 0,001 s⁻¹ verwendet, vgl. Abbildung 7.7.



(a) Vergleich der experimentellen und mathematischen Fließkurve für DC04
 (b) Experimentelle und numerische Prozesskraft des Flachstauchversuchs in Abhängigkeit des Werkzeugwegs und der Geschwindigkeit für DC04

Abbildung 7.6: Validierung der Fließkurve zum Material DC04

7.3 Validierung des FE-Lochwalzmodells

7.3.1 DC04

Zur Überprüfung der getroffenen Annahmen wird der Lochwalzprozess mit dem aus dem Flachstauchversuch ermittelten mathematischen Materialmodell tabellarisch von $\varphi = 0$ bis $\varphi = 2$ und $\dot{\varphi} = 10^{-6}$ bis $\dot{\varphi} = 100$ in der Software hinterlegt und anhand experimenteller Daten überprüft. Zur Validierung wird hierzu die radiale Prozesskraft F sowie die Kragenhöhe h herangezogen. Abbildung 7.8 zeigt den Vergleich zwischen simulierter und experimenteller Prozesskraft in Abhängigkeit der radialen Vorschubgeschwindigkeit v_r für das Material DC04 und zwei Anfangsradien. Es ist ersichtlich, dass die Kraft aus der Simulation in Grenzen quantitativ sowie qualitativ die Realität abbildet. Bei radialen Vorschubgeschwindigkeiten von $0,1 \text{ mm/U}$ überschätzt die Simulation zu Beginn des Prozesses die Radialkraft. Mit zunehmender Aufweitung liegt die simulierte Prozesskraft im Vertrauensintervall von $\pm 100 \text{ N}$ der experimentellen Prozesskraft. Die Überschätzung zum Prozessbeginn lässt sich unter anderem auf die idealisierte Annahme eines starren Werkzeugs sowie des

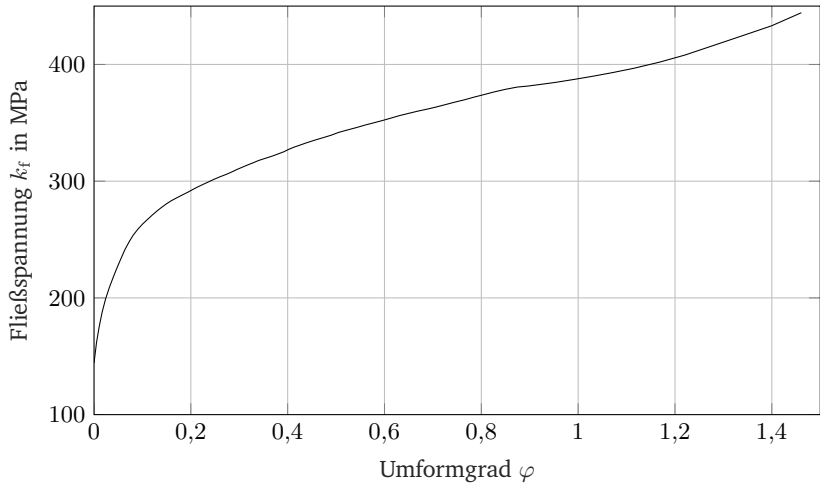


Abbildung 7.7: Fließkurve AW5083

idealisiert glatten Vorlochs als auch die Abweichungen zwischen Fließkurvenmodell und realem Fließverhalten zurückführen. Des Weiteren wird in der Simulation eine konstante radiale Vorschubgeschwindigkeit angenommen, welche aufgrund der Maschinen- und Werkzeugsteifigkeit in der Realität nicht auftritt [Kno20*]. Weiterhin findet in der Realität zu Beginn des Prozesses eine Einglättung der Oberfläche statt und es kommt aufgrund der geringen Werkzeug- und Maschinensteifigkeit zu einer schrägen Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück. Die Überschätzung der Prozesskraft bei höheren Aufweitradien, lässt sich hingegen durch die Überschätzung des Geschwindigkeitseinflusses der Fließkurve begründen, welche ebenso im Vergleich zu den experimentellen und mathematischen Fließkurven als auch in der Validierung des Flachstauchversuchs (Abbildung 7.6b) ersichtlich ist. Der Vergleich zwischen experimenteller und simulativer Prozesskraft bei 0,2 mm/U weist hingegen eine Unterschätzung der Prozesskraft auf, welche mit zunehmender Aufweitung geringer wird. Dabei ergeben sich maximale Abweichungen von 500 N, was ungefähr 10 % entspricht. Bei größeren Anfangsradien zeigt sich, dass die Prozesskraft das Niveau der kleineren Anfangsradien bei gleicher radialer Vorschubgeschwindigkeit annimmt. Dieses Verhalten wird ebenfalls von der Simulation abgebildet.

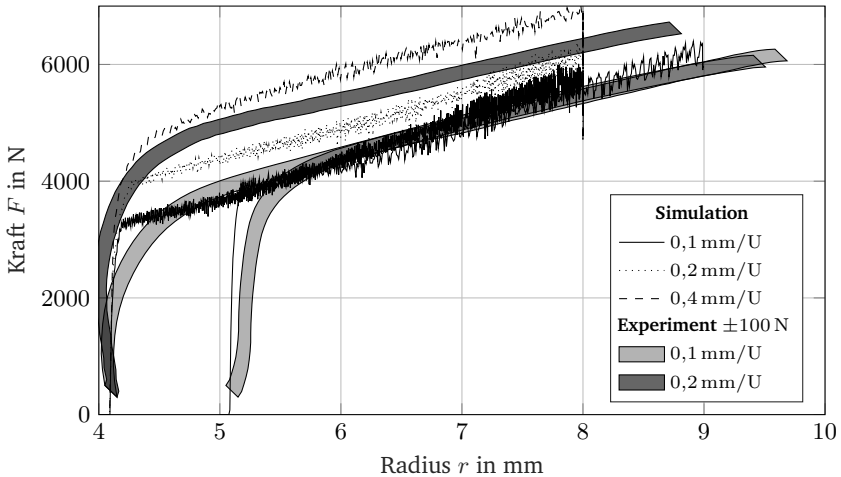


Abbildung 7.8: Vergleich radiale Prozesskraft bei DC04 abhängig von der radialen Umformgeschwindigkeit und des Anfangsradius r_0

Der Vergleich der Kragenhöhe h zeigt weiterhin, dass das Simulationsmodell qualitativ das Materialverhalten und die Umformparameter abbildet, wobei es zu quantitativen Abweichungen kommt. Die Überschätzung der simulierten Kragenhöhe ist auf die extrapolierte Beschreibung der Fließkurve sowie die ideale radiale Vorschubgeschwindigkeit in der Simulation zurückzuführen. Die Sensitivitätsanalyse des Reibwerts zeigt, dass die Reibung in der Simulation einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Kragenhöhe und Prozesskraft hat.

Es kann festgestellt werden, dass das Simulationsmodell die Realität unter Berücksichtigung von idealisierten Prozessparametern abbildet. Eine quantitative Abbildung der Validierungsgrößen Prozesskraft und Geometrie ist unter Berücksichtigung des Fehlers von ungefähr 10 % möglich.

7.3.2 AW5083

Analog zum DC04 wird beim Aluminium 5083 die Validierung der Fließkurve anhand des Radius-Kraftverlaufs sowie anhand der Kragenhöhe für zwei radiale Vorschubge-

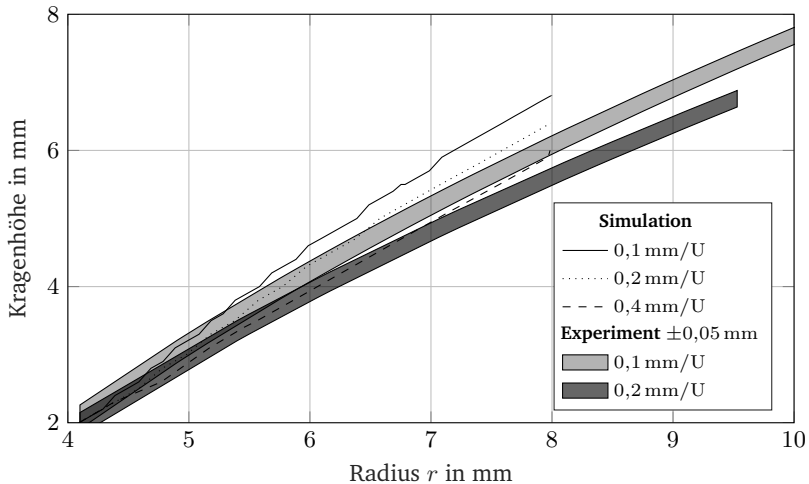


Abbildung 7.9: Vergleich der simulierten und experimentellen Kragenhöhe von DC04 in Abhängigkeit der Geschwindigkeit

schwindigkeiten durchgeführt. Wie in Abbildung 7.10 zu erkennen, liegt dabei die Radialkraft für eine radiale Vorschubgeschwindigkeit von 0,1 mm/U weitestgehend im Vertrauensintervall der experimentellen Versuche. Die größten Abweichungen treten dabei bei einem Radius von 5 mm auf. Wie bei DC04, unterschätzt die Simulation die Prozesskraft jedoch für höhere radiale Vorschubgeschwindigkeiten, was bei Aluminium auf die fehlende Abhängigkeit des Fließkurvenmodells bezüglich Dehnrates und Temperatur zurückzuführen ist. Dabei treten bei Aluminium 5083 bei einer radialen Vorschubgeschwindigkeit von 0,2 mm/U und einer Drehzahl von 50 U/min bereits Temperaturen von bis zu 40 °C auf, was nach [KK08] eine Beeinflussung der Fließkurve von bis zu 20 MPa zur Folge hat. Aufgrund der fehlenden Abhängigkeit der Dehnrates lassen sich bei AW5083 keine Veränderungen der Umformkraft durch die Veränderung der Drehzahl simulativ abbilden.

Die Simulation des Lochwalzprozesses mit AW5083 weist ebenso wie bei DC04 eine Überschätzung der Kragenhöhe auf, vgl. Abbildung 7.11. Dabei zeigt die Simulation ebenso das Verhalten, dass bei zunehmender radialer Vorschubgeschwindigkeit die Kragenhöhe im Vergleich zur geringeren Vorschubgeschwindigkeit abnimmt. Die Ab-

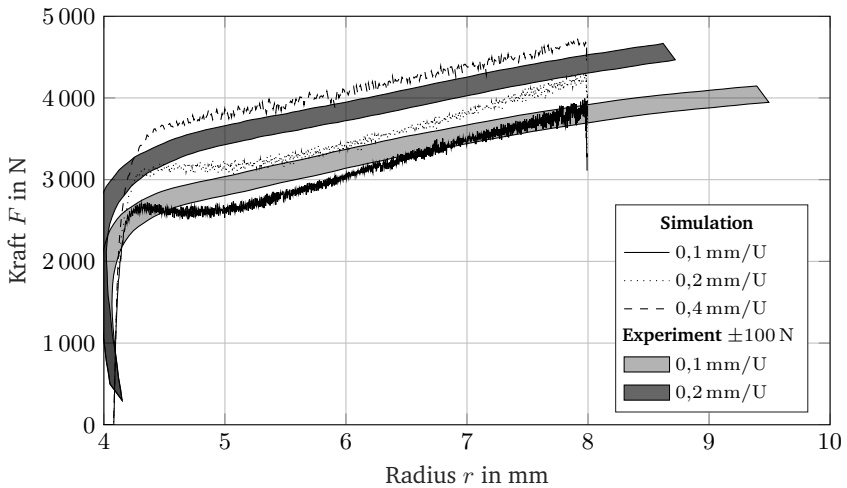


Abbildung 7.10: Vergleich radiale Prozesskraft bei AW5083 abhängig von der radialen Umformgeschwindigkeit

weichungen zwischen Simulation und Experiment nehmen dabei bei zunehmendem Aufweitverhältnis zu.

Allgemein liegen die simulierten Ergebnisse in der Größenordnung der experimentellen Ergebnisse und weisen abhängig von den Umformparametern die experimentell ermittelten Charakteristiken auf.

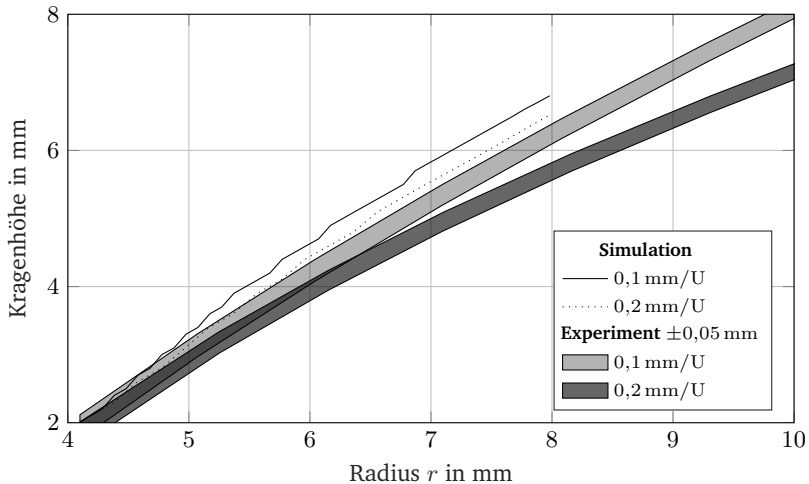


Abbildung 7.11: Vergleich der simulativ und experimentell bestimmten Kragenhöhe von AW5038 in Abhängigkeit der Geschwindigkeit

7.4 Sensitivitätsanalyse des FE-Lochwalzmodells

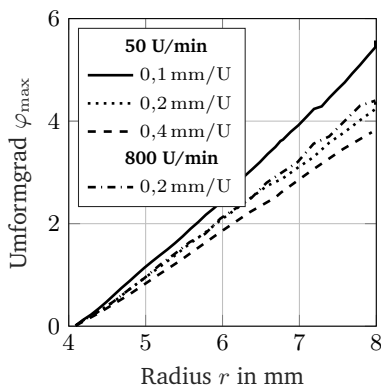
Zur Beurteilung von als konstant angenommenen Simulationsparametern werden relevante Simulationsparameter auf ihre Sensitivität in Bezug auf die Prozesskraft und die Kragenhöhe analysiert. Die Sensitivitätsanalyse am Beispiel des DC04 zeigt, dass das E-Modul bei einer Schwankung zwischen 190 GPa bis 230 GPa und die Reibung zwischen 0,0 und 0,2 keinen signifikanten Einfluss auf die Prozesskraft und Kragenhöhe aufweisen. Eine Netzverfeinerung führt hingegen zu einer Kragenhöhenabnahme von wenigen Mikrometern. Die Variation der Querkontraktion von 0,233 bis 0,333 zeigt weiterhin einen vernachlässigbar kleinen Prozesskrafteinfluss. Die größte Sensitivität auf die Simulationsergebnisse weist die Fließkurve auf. Dabei zeigt sich, dass bereits eine Veränderung der Streckgrenze einen signifikanten Einfluss auf die Amplitude und das Verhalten der Prozesskraft und die Kragenhöhe hat. Somit hat die Fließkurve einen maßgeblichen Einfluss auf die Qualität der Lochwalzsimulation. Es ist zu erwarten, dass eine Verbesserung der Simulation durch Stauchversuche mit höheren und konstanten Dehnraten sowie einer Temperierungseinheit, wie in [DMS86] gezeigt, erreichbar ist. Darüber hinaus

bietet die Kombination aus dem Nockenplastometer nach [DMS86] und der Methode zur Probenherstellung nach [Sil17; HKM22] eine Möglichkeit zur optimalen prozessabhängigen Materialcharakterisierung.

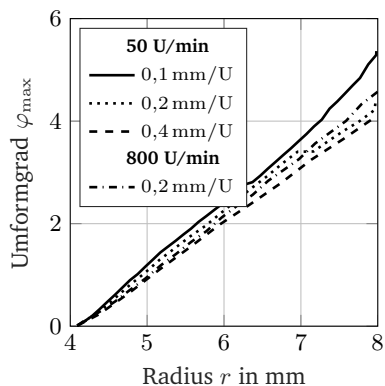
7.5 Numerische Ergebnisse

Im Weiteren werden die Ergebnisse aus den simulativen Untersuchungen dargestellt und für die Materialien DC04 und AW5083 diskutiert. Dabei werden die Einflüsse der Fließkurve als auch die Umformparameter auf den Umformgrad und auf die Dehnrate dargelegt und diskutiert. Weiterhin lassen sich die gewonnenen Erkenntnisse über die Zusammenhänge zwischen Umformgrad und Dehnrate zur Kragenhöhe für die Regelung von Produkteigenschaften heranziehen. Wie in [Spi22b*] diskutiert, besteht dadurch die Möglichkeit für Martensit ausbildende Materialien wie dem 1.4301, den Martensitgehalt des Produktes gleichzeitig mit der Kragenhöhe zu regeln. Da der Umformgrad und die Dehnrate abhängig von Ort und Zeit sind, wird für die weiteren Betrachtungen das zum jeweiligen Zeitpunkt wirkende Maximum verwendet. Die Maxima treten dabei in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück auf. Dabei zeigt sich, dass der Umformgrad mit zunehmendem radialen Vorschub abnimmt, vgl. Abbildung 7.12a. Der Vergleich des Umformgrads zwischen DC04 und AW5083 (Abbildung 7.12b) weist dabei einen qualitativ ähnlichen Verlauf für unterschiedliche radiale Vorschubgeschwindigkeiten auf. Der mittlere wirkende Umformgrad in der Kontaktzone liegt bei 80 % des maximalen Umformgrads.

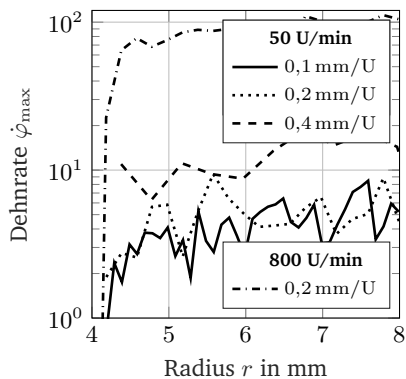
Die aus der Simulation ermittelte maximal wirkende Dehnrate weist im Vergleich zum Umformgrad eine größere Streuung bei zunehmendem Aufweitradius und bei konstanten Prozessparametern auf. Wie zu erwarten, zeigen beide Materialien eine zunehmende Dehnrate bei einer Zunahme der radialen Vorschubgeschwindigkeit und der Drehzahl. Die mittlere wirkende Dehnrate liegt dabei ungefähr bei 25 % der maximalen Dehnrate. Einen signifikant ausgeprägten Einfluss hat dabei die Drehzahl auf die Dehnrate, vgl. Abbildung 7.12c und 7.12d.



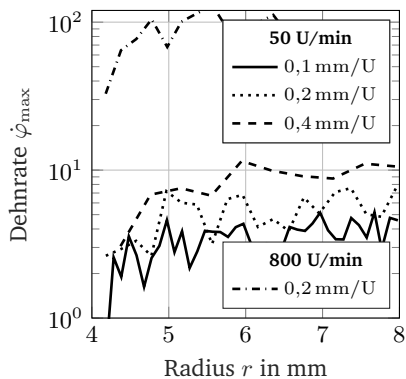
(a) Simulativ ermittelter maximal auftretender Umformgrad bei DC04



(b) Simulativ ermittelter maximal auftretender Umformgrad bei AW5083



(c) Simulativ ermittelte maximal auftretende Dehnrate bei DC04



(d) Simulativ ermittelte maximal auftretende Dehnrate bei AW5083

Abbildung 7.12: Umformgrad und Dehnrate in Abhängigkeit von Prozessparametern

8 Modellbildung

Zur Bewertung und Auslegung zukünftiger Lochwalzprozesse werden mathematische Zusammenhänge benötigt, welche sowohl Prozesskräfte als auch Geometrie und Prozessgrenzen beschreiben können. Erste empirische Modellansätze zur Beschreibung der Prozesskraft und der Geometrie wurden von [Kle20**] anhand experimenteller und numerischer Ergebnisse am Beispiel des Materials DC04 erprobt. Die Verwendung von analytischen Ansätzen der Umformtechnik wie der Elementaren Theorie, (Streifen, Scheibe und Röhren), wie sie beispielsweise beim Ringwalzen eingesetzt werden, weisen verfahrenstechnisch Parallelen auf, sind jedoch aufgrund fehlender Randbedingungen in zwei Raumrichtungen und der damit einhergehenden freien Ausformung des Kragens nicht auf das Lochwalzen übertragbar [Kle20**]. Wie in Kapitel 6 anhand der experimentellen Ergebnisse gezeigt, werden Prozessgrößen und das Lochwalzerzeugnis durch eine Vielzahl von Einflussparametern des Halbzeugs und die Umformparameter beeinflusst. Dabei weisen die Prozessparameter und das plastische Materialverhalten signifikant interdependente Zusammenhänge auf. Zur mathematischen Beschreibung der Prozessgrößen und des Lochwalzerzeugnisses bedarf es daher geometrischer Beziehungen und der Plastizitätstheorie. Hierzu werden sowohl experimentelle als auch simulative Daten herangezogen und über analytische und empirische Ansätze in Beziehung gesetzt.

8.1 Werkzeug-Werkstückkontakt

Unter der Annahme einer über der Höhe gleich verteilten mittleren Druckspannung zwischen Werkstück und Werkzeug entsteht eine idealisierte Kontaktfläche. Dabei lässt sich die projiziert wirkende Kontaktlänge b_r unter der Annahme, dass keine

Rückfederung des Materials erfolgt, anhand der in Abbildung 8.1 dargestellten geometrischen Beziehungen herleiten.

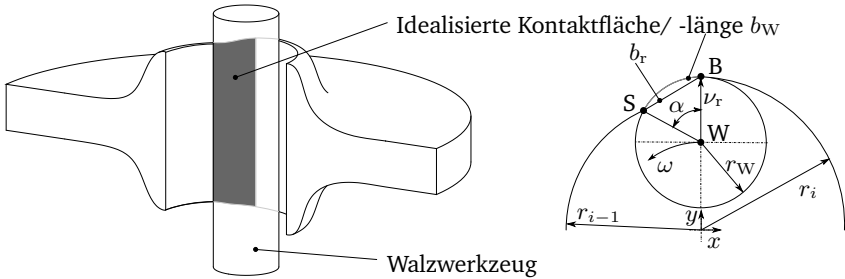


Abbildung 8.1: Idealisierte Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück

Die radial wirkende Kontaktlänge b_r lässt sich dabei aus den Punkten S und B des Kontaktbereichs zwischen Werkzeug, Werkstück, sowie der Achse W des Werkzeugs bestimmen. Zur Berechnung der Kontaktlänge wird dazu der Winkel α eingeführt. Unter der Bedingung, dass die Werkzeugachse auf der y -Achse liegt, lässt sich der Schnittpunkt S im kartesischen Koordinatensystem wie folgt berechnen.

Mit

$$S_x^2 + S_y^2 = r_{i-1}^2 \quad (8.1)$$

und

$$S_x^2 + (S_y - W_y)^2 = r_W^2 \quad (8.2)$$

ergibt sich durch die Subtraktion (8.1) von (8.2) und Auflösen nach S_y

$$S_y = \frac{r_{i-1}^2 - r_W^2 + W_y^2}{2 \cdot W_y} \quad (8.3)$$

Für W_y gilt der Zusammenhang $W_y = r_i - r_W$ woraus sich

$$S_y = \frac{r_{i-1}^2 - 2 \cdot r_W \cdot r_i + r_i^2}{2 \cdot (r_i - r_W)} \quad (8.4)$$

ergibt.

Der Winkel α berechnet sich somit nach:

$$\alpha = \cos^{-1} \left(\frac{S_y - r_i + r_w}{r_w} \right). \quad (8.5)$$

Die wirkende Länge der Kontaktzone der Welle b_w bestimmt sich damit nach

$$b_w = 2 \cdot r_w \cdot \sin \left(\frac{\alpha}{2} \right) \quad (8.6)$$

$$b_w = r_w \sqrt{\frac{r_r \cdot U \cdot (2r_i - \nu_r)}{r_w (r_i - r_w)}} \quad (8.7)$$

und kann mit $r_{i-1} = r_i - \nu_r$ durch

$$b_w = r_w \sqrt{\frac{\nu_r \cdot U \cdot (2r_i - \nu_r)}{r_w (r_i - r_w)}} \quad (8.8)$$

beschrieben werden. Dabei zeigt sich, dass die radial wirkende Kontaktlänge mit größer werdendem Aufweitradius gegen einen Grenzwert konvergiert, vgl. Abbildung 8.2. Dabei gilt als Grenzwert

$$\lim_{r_i \rightarrow \infty} b_w = r_w \sqrt{2 \frac{\nu_r}{r_w}} \quad (8.9)$$

Das Grenzwertverhalten ist somit abhängig vom radialen Vorschub ν_r und dem Walzenradius r_w . Mit zunehmendem Vorlochdurchmesser sinkt die Kontaktlänge bei konstantem radialen Vorschub.

Aufgrund der Elastizität des Werkstücks und Werkzeugs liegt die reale zu erwartende Kontaktlänge $b_{r,real}$ über der idealisierten Kontaktlänge b_w , weswegen eine Korrektur der Kontaktlänge nach

$$b_{real} = a_{corr.} \cdot b_w \quad (8.10)$$

erfolgt. Es ist zu erwarten, dass abhängig vom Halbzeugwerkstoff, sich ein Korrekturfaktor von $a_{corr.} > 1,0$ einstellt.

Die radial wirkende Kontaktfläche A_r lässt sich somit anhand der Kontaktbreite b_{real}

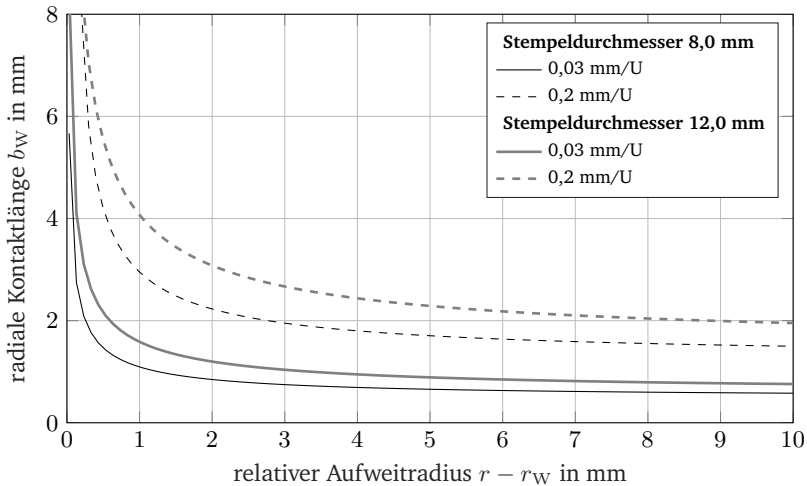


Abbildung 8.2: Wirkende Kontaktlänge zwischen Werkzeug und Werkstück in Abhängigkeit des Stempeldurchmessers und der radialen Vorschubgeschwindigkeit

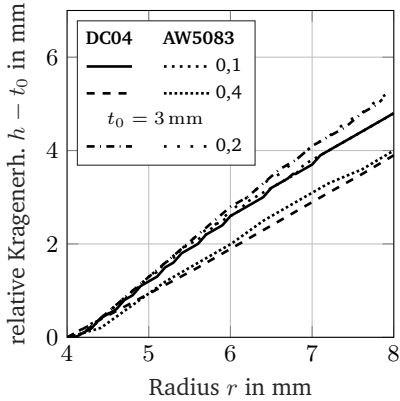
und der Kragenhöhe h_M nach

$$A_W = b_{\text{real}} \cdot h_M \quad (8.11)$$

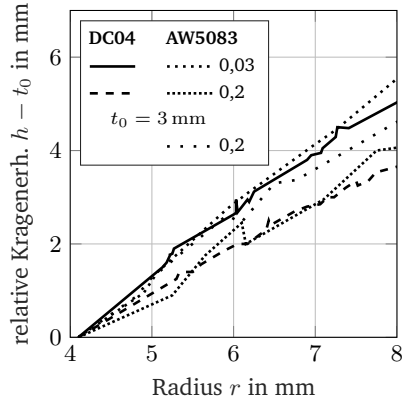
bestimmen.

Im Weiteren werden zur Bestimmung der Kragenhöhe die experimentellen und simulativen Ergebnisse herangezogen. Wie bereits in Kapitel 5 gezeigt, weisen DC04 und AW5083 bezüglich der Kragenhöhe eine Abhängigkeit der radialen Vorschubgeschwindigkeit v_r auf. Aufgrund der Geschwindigkeitsabhängigkeit der Fließkurve wird erwartet, dass die Kragenhöhe ebenfalls abhängig von der Drehzahl und vom Material ist. Die experimentelle und simulative Auswertung von DC04 und AW5083 zeigt jedoch, dass die Kragenhöhe in dem untersuchten Prozessparameterbereich keine Abhängigkeit von der Drehzahl aufweist sowie einen vernachlässigbaren Einfluss des Materials besitzt, vgl. Abbildung 8.3.

Darüber hinaus ist in Abbildung 8.3a die Variation der Blechdicke t_0 dargestellt. Dabei zeigt sich, dass unter idealisierten Simulationsbedingungen die Blechdicke die



(a) Vergleich der simulierten relativen Kragehöhe von DC04 und AW5083 bei $t_0 = 2$ mm und radialer Vorschubgeschwindigkeit in mm/U



(b) Vergleich der experimentellen Kragehöhe von DC04 und AW5083 bei $t_0 = 2$ mm und radialer Vorschubgeschwindigkeit in mm/U

Abbildung 8.3: Vergleich der relativen Kragehöhe in Abhängigkeit der radialen Vorschubgeschwindigkeit

Steigung der Kragehöhe beeinflusst. Weiterhin zeigen Untersuchungen, dass der Anfangsradius r_0 einen geringfügigen Einfluss auf die Steigung hat. Zusammengefasst ergeben sich für die Näherungsgleichung der Kragehöhe folgende Einflussgrößen.

- Blechdicke t_0
- Anfangsradius r_0
- Radius r
- radialer Vorschub ν_r

Zur modellbasierten Beschreibung der approximierten Kontaktfläche wird weiterhin eine Näherung der Kragehöhe benötigt. Die Beschreibung der Kragehöhe erfolgt anhand der nachfolgenden Gleichung.

$$h_M = t_0 + (r - r_0)^{C_1} \cdot \left(\frac{\nu_r}{\nu_0}\right)^{C_2} \cdot \left(C_3 + C_4 \cdot \left(\frac{\nu_r}{\nu_0}\right) + C_5 \cdot t_0\right) \quad (8.12)$$

Mit den Koeffizienten C_1 bis C_5 sowie dem Referenzvorschub ν_0 lässt sich die modellbasierte Kragehöhe h_M für DC04 und AW5083 bestimmen. Dabei wurden die Koeffizienten mittels nichtlinearer Regression anhand der simulativen Ergebnisse

ermittelt.

$$\begin{array}{lll}
 C_1 = 0,918 & C_2 = 0,010 & C_3 = 1,023 \\
 C_4 = -0,028 & C_5 = 0,22 \text{ mm}^{-1} & \nu_0 = 0,03 \text{ mmU}^{-1}
 \end{array}$$

Die empirische Gleichung beschreibt die simulative Kragenhöhe des DC04 und von AW5083 bei einem mittleren Fehler von 0,07 mm und einer Standardabweichung von 1,5 mm. Materialspezifisch weist Aluminium AW5083 den größten mittleren Fehler von 0,09 mm, mit einer radialen Vorschubgeschwindigkeit von $\nu_r = 0,4 \text{ mm/U}$, auf. Der maximale Fehler liegt bei 0,19 mm. Es zeigt sich, dass die gewählte Ansatzfunktion eine gute Approximation der simulativen Kragenhöhe darstellt, vgl. Abbildung 8.4.

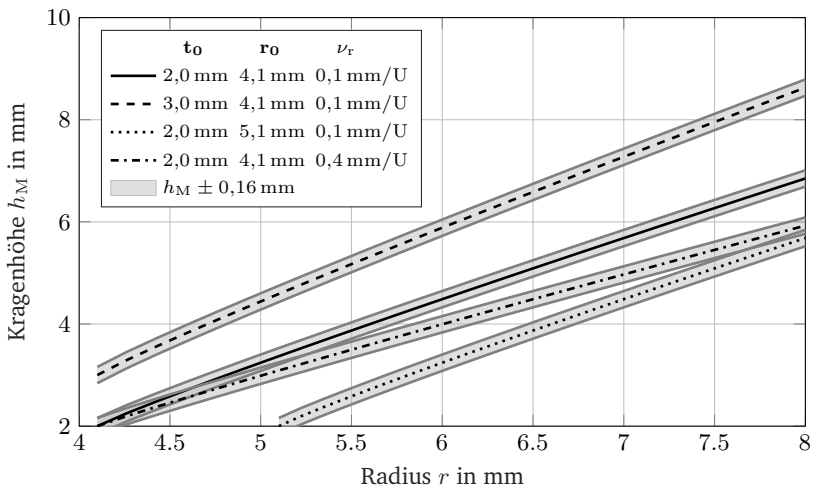


Abbildung 8.4: Modellbasierte Kragenhöhe DC04 und AW5083

Der Vergleich der modellbasierten Kragenhöhe und der realen Kragenhöhe weist über alle experimentellen Daten eine maximale Abweichung von 2,6 mm auf. Dabei zeigt sich die größte Abweichung bei DC04 mit $\nu_r = 0,2 \text{ mm/U}$ auf. Der mittlere Fehler über alle experimentellen Datenpunkte beträgt 0,27 mm bei einer Standardabweichung von 2,2 mm.

Zur Angleichung der idealisierten Kragenhöhe auf die reale Kragenhöhe wird der Koeffizient C_2 mittels der experimentellen Daten neu bestimmt. Mit $C_2 = -0.071$ ergibt sich ein mittlerer Fehler von 0,16 mm bei einer gleichbleibenden Standardabweichung von 2,2 mm. Die größte Abweichung tritt bei DC04 $\nu_r = 0,03$ mm/U mit 2,4 mm auf. Allgemein gilt, dass die Unsicherheit der modellbasierten Kragenhöhe mit zunehmendem Aufweitverhältnis größer wird. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die experimentell ermittelten Kragenhöhen ebenfalls Schwankungen unterliegen. Hierfür sind die geringe Maschinensteifigkeit und damit einhergehend die Winkelabhängigkeit des Werkzeugeingriffs, als auch die radiale Vorschubgeschwindigkeit sowie die Messfehler verantwortlich.

8.2 Werkzeugkontaktzeit

Zur Herleitung der Dehnrate auf Grundlage des Umformgrads wird zum späteren Zeitpunkt die Kontaktzeit benötigt. Die Kontaktzeit lässt sich anhand des Punktes A, vgl. Abbildung 8.1, welcher radial vom Radius r_{i-1} durch das Werkzeug auf den Radius r_i verschoben wird, wie folgt berechnen:

$$\Delta t(r_i) = \frac{b_W}{2\pi \cdot \omega \cdot r_i^2}. \quad (8.13)$$

Dabei gilt für die Kontaktlänge b_W

$$b_W = \frac{\pi \cdot r_W}{180^\circ} \cdot \alpha \quad (8.14)$$

In Abbildung 8.5 ist die Kontaktzeit zwischen Werkzeug und Werkstück grafisch in Abhängigkeit der Drehzahl und der radialen Vorschubgeschwindigkeit dargestellt. Wie zu erwarten, nimmt die Kontaktzeit mit zunehmendem Aufweitradius und steigender Drehzahl bzw. radialer Vorschubgeschwindigkeit ab. Weiterhin besteht eine Abhängigkeit der Kontaktzeit durch den Werkzeugradius r_W , welcher im Verhältnis zur Drehzahl und der radialen Vorschubgeschwindigkeit einen geringen Einfluss hat.

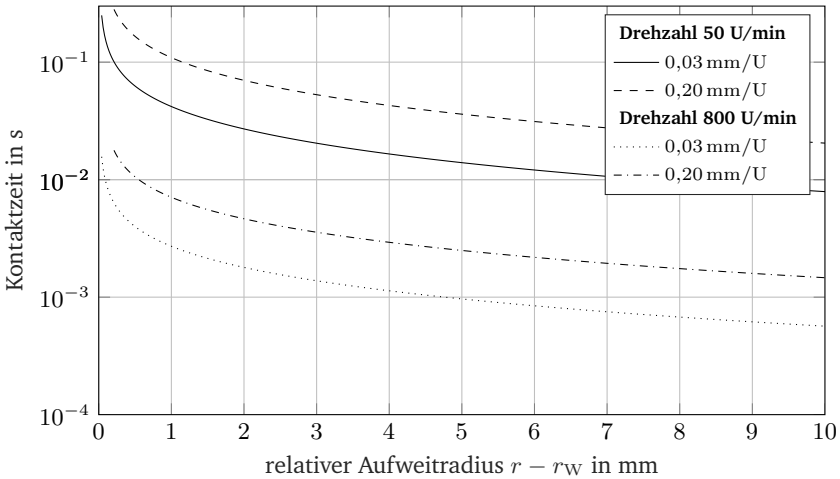


Abbildung 8.5: Kontaktzeit zwischen Werkzeug und Werkstück in Abhängigkeit der Drehzahl und der radialen Vorschubgeschwindigkeit

8.3 Umformgrad und Dehnrate

Aus den Ergebnissen der validierten Simulationen, Kapitel 7.5, ist zu erkennen, dass sowohl Umformgrad als auch Dehnrate für die Materialien DC04 und AW5083 näherungsweise identisch sind. Für die weitere Modellbildung wird daher der zeitdiskrete maximale Umformgrad und die maximale Dehnrate herangezogen und durch mathematische Gleichungen beschrieben. Aus Abbildung 8.6 ist zu erkennen, dass der maximale Umformgrad näherungsweise proportional mit dem Innenradius r zusammenhängt. Dabei definiert die radiale Vorschubgeschwindigkeit ν_r die Steigung des Verlaufs.

Damit lässt sich der Umformgrad für das vorliegende Material DC04 in Abhängigkeit der radialen Vorschubgeschwindigkeit ν_r und dem Aufweitradius r näherungsweise mit

$$\varphi_M = D_1 \cdot \left(\frac{\nu_r}{\text{mm/U}} \right)^{D_2} \cdot (r - r_0) \tag{8.15}$$

$$D_1 = 0,8219 \text{ mm}^{-1} \quad D_2 = -0,1925 \quad \text{RMSE} = 0,1546$$

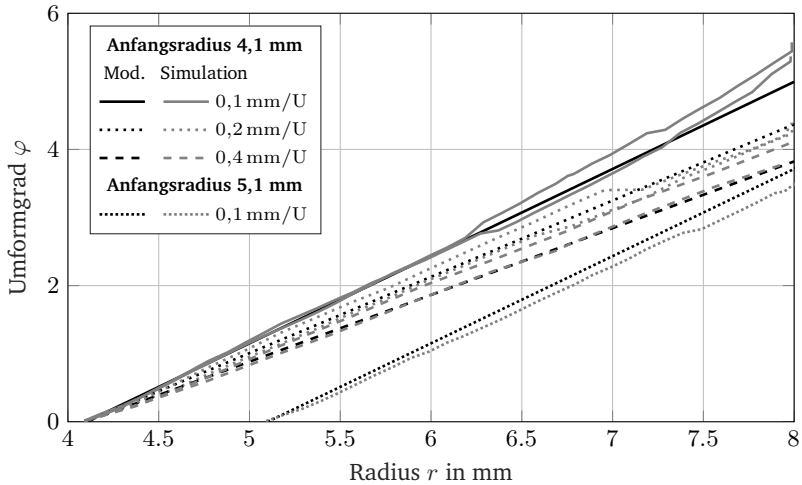


Abbildung 8.6: Vergleich des simulativ ermittelten vs. mathematisch beschriebenen Umformgrads in Abhängigkeit des Vorschubs für DC04 und AW5083

beschreiben.

Die Dehnrates $\dot{\varphi}$, auch als Umformgeschwindigkeit bezeichnet, ist definiert als die Ableitung des Umformgrads nach der Zeit [DMS86].

$$\dot{\varphi} = \frac{\partial \varphi}{\partial t} \quad (8.16)$$

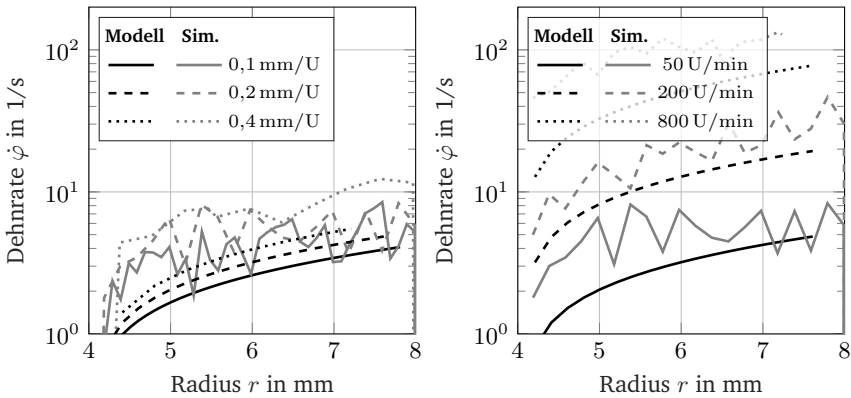
Für die mittlere Dehnrates gilt damit

$$\dot{\varphi}_m = \frac{\Delta \varphi}{\Delta t} \quad (8.17)$$

Zur mathematischen Beschreibung der Dehnrates werden die empirische Gleichung 8.15 des Umformgrads und die analytische Gleichung 8.13 der Kontaktzeit herangezogen. Für den vorliegenden Fall, dass ein imaginärer Punkt auf der Bewegungsbahn von r_i auf r_{i-1} verschoben wird, gilt

$$\dot{\varphi}_M = \frac{D_1 \cdot \left(\frac{v_r}{\text{mm/U}} \right)^{D_2} \cdot \Delta r}{\Delta t(r_i)}. \quad (8.18)$$

Abbildung 8.7 zeigt den Vergleich zwischen der mathematischen Modell-Dehnrates und der aus der Simulation ermittelten maximalen Dehnrates in Abhängigkeit der Drehzahl ω und der radialen Vorschubgeschwindigkeit v_r . Es ist zu erkennen, dass das Modell sowohl die Drehzahl als auch die radiale Vorschubgeschwindigkeit qualitativ abbildet. Die größten Abweichungen zeigen sich dabei bei höheren radialen Vorschubgeschwindigkeiten. Die Abweichungen sind darauf zurückzuführen, dass für die modellbasierte Betrachtungsweise, die Annahme einer homogenen Umformzone erfolgt, wohingegen aus der Umformsimulation die Maxima bestimmt werden.



(a) Vergleich modellbasierter und maximaler simulativer Dehnrates $\dot{\phi}$ bei konstanter Drehzahl 50 U/min

(b) Vergleich modellbasierter und maximaler simulativer Dehnrates $\dot{\phi}$ bei konstantem radialen Vorschub 0,2 mm/U

Abbildung 8.7: Vergleich modellbasierter und simulativer Dehnrates

8.4 Modellbasierte Prozesskraft

Wie in [Gro91] erwähnt, lässt sich die Umformkraft zweier in Kontakt stehender Körper mit dem Ansatz $dF_n = \sigma_n dA$ beschreiben. Es ist weiterhin bekannt, dass beim Lochwalzen im Werkzeug-Werkstückkontakt ein dreidimensionaler Spannungszustand mit radialen, tangentialen sowie axialen Druckspannungen herrscht, welcher sich durch den einseitig wirkenden Werkzeugeingriff und die Werkstückgeometrie ausbildet [Kno20*], vgl. Abbildung 9.2. Zur modellbasierten Bestimmung der Prozesskraft F_M wird die Annahme getroffen, dass der mittlere wirkende Kontaktdruck $\bar{\sigma}_n$ zwischen Werkzeug und Werkstück näherungsweise der Fließspannung $k_f(\varphi_M, \dot{\varphi}_M)$ in Abhängigkeit des modellbasierten Umformgrads und der Dehnrates entspricht. Damit ergibt sich die wirkende modellbasierte Prozesskraft F_M nach:

$$\begin{aligned} F_M &= \bar{\sigma}_n \cdot A_W \\ &= k_f(\varphi_M, \dot{\varphi}_M) \cdot A_W \\ &= k_f(\varphi_M, \dot{\varphi}_M) \cdot b_W \cdot h_M \end{aligned} \quad (8.19)$$

Zum Vergleich der modellbasierten Prozesskraft mit den experimentellen Ergebnissen muss die Prozesskraft auf die radiale Prozesskraft umgerechnet werden. Allgemein setzt sich die modellbasierte Prozesskraft aus der Tangentialkraft F_t und der Radialkraft F_r zusammen, wodurch allgemein gilt:

$$F_M = \sqrt{F_t^2 + F_r^2}. \quad (8.20)$$

Auf Grundlage der Gleichungen (8.1) und (8.4) lässt sich die vom Prozessmittelpunkt radiale wirkende Kontaktlänge bestimmen, welcher zur Berechnung der radial wirkenden Prozesskraft verwendet wird.

$$\begin{aligned} b_r &= \sqrt{r_{i-1}^2 - S_y^2} \\ &= \sqrt{r_{i-1}^2 - \frac{r_{i-1}^2 - 2 \cdot r_W \cdot r_i + r_i^2}{2 \cdot (r_i - r_W)}} \end{aligned} \quad (8.21)$$

Anhand der Gleichung ist zu erkennen, dass mit zunehmendem radialen Vorschub $\Delta r = r_i - r_{i-1}$ eine Abnahme der radial wirkenden Kontaktlänge erfolgt, wodurch die radial wirkende Prozesskraft im Verhältnis zur gesamt wirkenden Prozesskraft

abnimmt.

Für die radiale Prozesskraft $F_{M,r}$ gilt damit

$$\begin{aligned} F_{M,r} &= \bar{\sigma}_n \cdot h_M \cdot b_r \\ &= k_f(\varphi_M, \dot{\varphi}_M) \cdot b_r \cdot h_M. \end{aligned} \tag{8.22}$$

Da für AW5083 die reale gemessene Fließkurve verwendet wird, wird zur Bestimmung der Fehlerfortpflanzung nach Gauß vereinfachend angenommen, dass der mittlere Fehler der Fließkurve bei ± 20 MPa liegt. Bekanntermaßen ist der mittlere Fehler der modellbasierten Kragehöhe $\pm 0,16$ mm. Für die Kontaktbreite b_r wird weiterhin der mittlere Fehler von $\pm 2\%$ angenommen.

Der Vergleich zwischen experimenteller und modellbasierter Prozesskraft F_M ist für die Materialien in Abbildung 8.8 und 8.9 dargestellt. Wie sich zeigt, ist die getroffene Annahme näherungsweise möglich. Dabei zeigt sich, dass die Prozesskraft unter Berücksichtigung der Gaußschen Fehlerfortpflanzung für radiale Vorschubgeschwindigkeiten von $0,1$ mm/U sowohl bei einem Anfangsradius von $4,1$ mm als auch bei einem Anfangsradius von $5,1$ mm im Bereich der experimentellen Prozesskräfte liegt. Radiale Vorschubgeschwindigkeiten von $0,2$ mm/U weisen hingegen eine Überschätzung der Prozesskraft bei zunehmendem Aufweitradius von ungefähr 1000 N bis 2000 N auf, was einer maximalen Abweichung von 16% bis 32% entspricht. Es ist zu erkennen, dass das Modell im Vergleich zur realen Prozesskraft mit zunehmendem Anfangsradius zur Erhöhung der Prozesskraft führt. Der Kraftunterschied bei gleichem Radius r und unterschiedlichen Anfangsradien r_0 ist hingegen in experimentellen Versuchen und den simulativen Ergebnissen (Abbildung 8.8) nicht zu beobachten. Schlussfolgernd überschätzt das empirische Modell sowohl den Einfluss des Anfangsradius r_0 als auch der radialen Vorschubgeschwindigkeit v_r .

Bei Aluminium 5083 zeigt sich im Vergleich zu DC04, dass die Prozesskraft bei radialen Vorschubgeschwindigkeiten von $0,1$ mm/U sowie $0,2$ mm/U für Blechdicken von $2,0$ mm näherungsweise die experimentellen Prozesskräfte abbildet, vgl. Abbildung 8.9. Bei der Blechdicke von $3,0$ mm unterschätzt hingegen das Prozessmodell die experimentelle Prozesskraft um bis zu 1000 N (16%). Es kann davon ausgegangen werden, dass die Abweichungen der Prozesskraft zum einen auf den modellbasierten Annahmen der Kontaktzone und zum anderen auf die Verwendung der

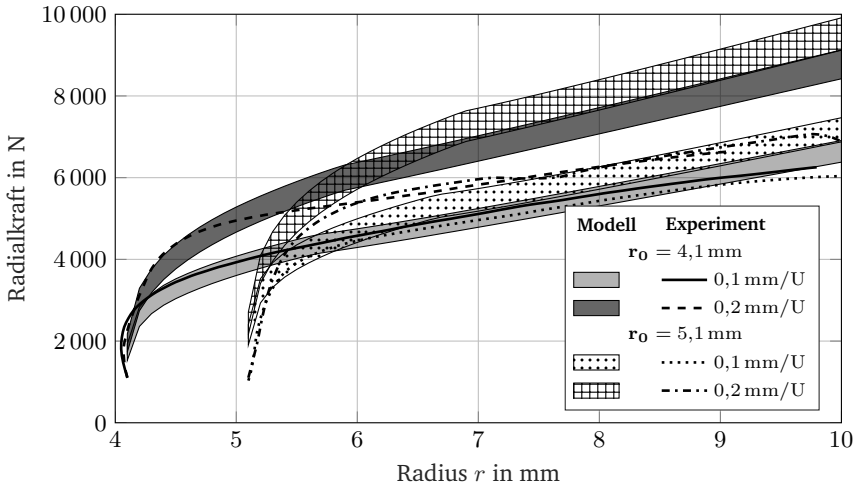


Abbildung 8.8: Vergleich der modellbasierten und experimentellen Prozesskräfte bei DC04

quasi-statischen Fließkurve des Halbzeugs mit der Blechdicke von 2,0 mm für die Blechdicke von 3,0 mm zurückzuführen ist.

8.5 Zusammenfassung

Der gewählte Ansatz zur analytischen Beschreibung der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone und die empirisch ermittelten Näherungsgleichungen zur Beschreibung diverser Prozessgrößen basieren auf der Annahme, dass in der Umformzone näherungsweise die mittlere wirkende Kontaktspannung der Fließspannung entspricht. Der Abgleich der modellbasierten Prozesskraft anhand experimenteller Ergebnisse zeigt, dass die getroffene Annahme unter Berücksichtigung der Unsicherheit anwendbar ist. Dabei ist weiterhin zu berücksichtigen, dass neben den Modellfehlern die experimentellen Ergebnisse sowie die bestimmte Fließkurve ebenso Unsicherheiten unterliegen. Dabei zeigen sich allen voran in den experimentellen Ergebnissen Unsicherheiten bezüglich der Steifigkeit der Drehmaschine und damit einhergehend auf den gemessenen Innenradius sowie der zylindrischen Kontaktfläche. Für die

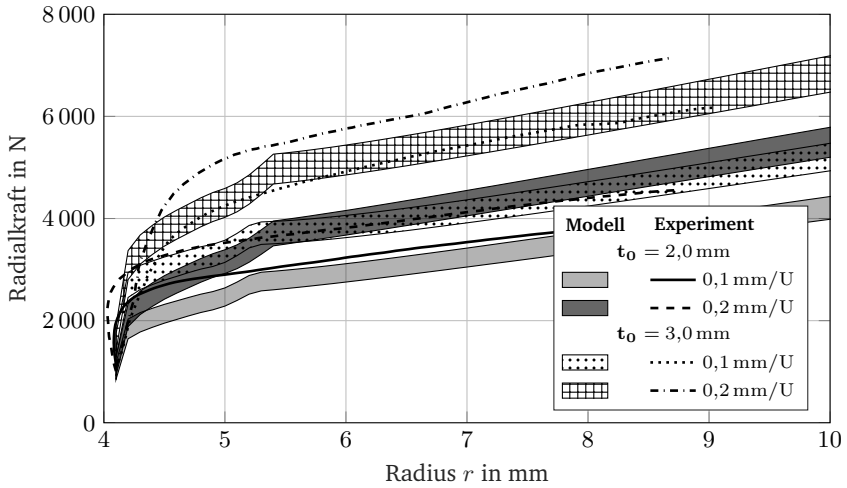


Abbildung 8.9: Vergleich der modellbasierten und experimentellen Prozesskräfte bei AW5083

vorgesehene Anwendung zur Auslegung zukünftiger Lochwalzprozesse weist das Modell eine konservative Abschätzung auf und bietet die Möglichkeit zur Bestimmung der voraussichtlich auftretenden Prozesskraft bei bekannter Fließkurve.

9 Prozessgrenzen

Grundlage für die Konstruktion und Herstellung qualitativ hochwertiger Produkte für den Endkunden ist die Kenntnis des möglichen Einsatzbereiches und der Prozessgrenzen. Zur Beschreibung der Prozessgrenzen werden im Folgenden bekannte Fehler des Lochwalzens aufgezeigt und diskutiert.

Bisher sind für das Lochwalzen sechs Fehlerarten experimentell feststellbar. Diese zeichnen sich durch Risse am Kragenrand, Oberflächendelamination, Ausknicken des Kragens, asymmetrische Kragenausbildung, ballige sowie konische Oberfläche aus, vgl. Abbildung 9.1.

Die sechs Fehlerarten lassen sich dabei zwei Fehlerquellen zuordnen, den materialspezifischen Fehlern und den Fehlern aufgrund der Prozessführung und -gestaltung. Materialspezifische Fehlerbilder sind dabei auf die Versagensgrenzen des Halbzeugs zurückzuführen, welche in Form von Rissbildung am Kragenrand sowie Delamination bzw. Rissbildung der gewalzten Oberfläche auftreten, vgl. Abbildung 9.1 a) und b). Das Auftreten von asymmetrischen, balligen, konischen Kragen oder das Knicken des Kragens, lassen sich hingegen auf die Prozessführung und -gestaltung zurückführen. Im Weiteren werden die materialspezifischen und prozessspezifischen Fehlerbilder analysiert und diskutiert.

9.1 Materialspezifische Fehlerbilder

Prozessgrenzen von Umformprozessen zeichnen sich oft durch Rissbildung aus, wie sie beispielsweise in der Blechumformung beim Kragenziehen oder Tiefziehen als auch in der Massivumformung beim Schmieden oder beim Vollvorwärtsfließpressen

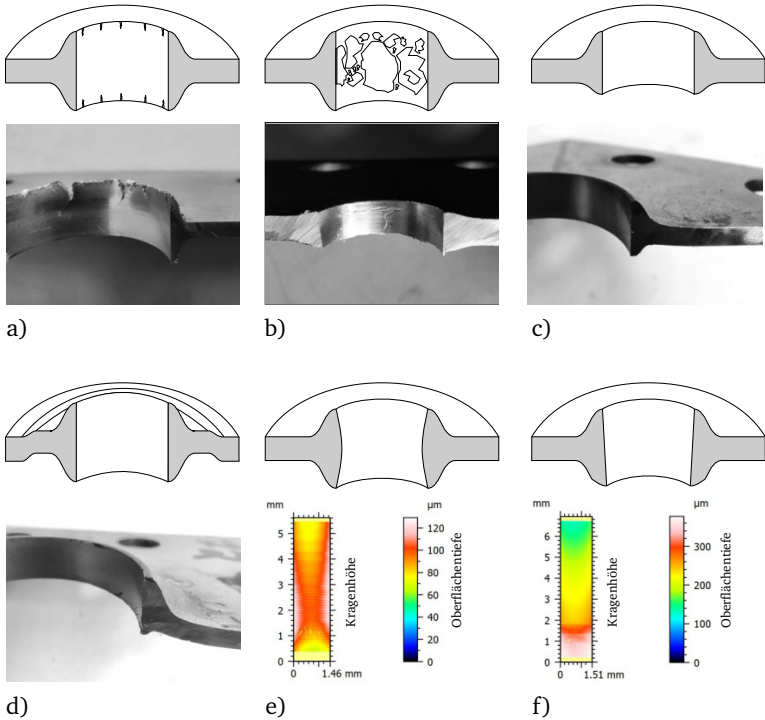


Abbildung 9.1: Fehlerbilder des Lochwalzprozesses von rotationssymmetrischen Kragen, a) Risse am Kragenrand, b) Oberflächendelamination und Risse in der Walzoberfläche, sowie c) Symmetriefehler, d) knicken, e) ballige, und f) konische Oberflächen

auftritt. Wie in Kapitel 2.5 dargelegt, weist die Literatur eine Vielzahl von Ansätzen zur Beschreibung der Versagensgrenzen in Finite Elemente Simulationen auf. Dabei zeigt sich, dass ein Schädigungskriterium ausschließlich mit Parametern aus Analogieversuchen auf Basis prozessähnlicher Spannungscharakteristika zielführend anwendbar ist. Dabei sind die wirkende Triaxialität und der Lode-Winkel zu berücksichtigen. Die am offensichtlichsten und häufigsten auftretenden materialspezifischen Fehler in den Lochwalzexperimenten sind Risse am Kragenrand. Dieser Fall wird daher im Weiteren näher analysiert.

Wie aus [Kno20*] bekannt, treten in der Umformzone des Lochwalzprozesses radiale, tangentielle sowie axiale Druckspannungen auf. Außerhalb des Werkzeugeingriffs überwiegen in der umgeformten Walzfläche tangentielle Zugspannungen, welche näherungsweise der ersten Hauptspannung entsprechen, vgl. Abbildung 9.2. In Axialrichtung als auch in Radialrichtung sind sowohl Druck- als auch Zugspannungen in der umgeformten Randschicht nachweisbar.

Der Kragenrand weist hingegen dreidimensionale Zugspannungen auf, wobei die tangentialen Zugspannungen überwiegen und die radialen sowie axialen Zugspannungen näherungsweise vernachlässigbar sind. Aufgrund des dreidimensionalen Zugspannungszustands, ist auf Grundlage der Literatur eine Rissinitiierung am Kragenrand zu erwarten. Die Triaxialität η und der Lode-Winkel θ weisen in Abhängigkeit der Kragenhöhe unterschiedliche Bereiche auf. Im Bereich des Kragenrands liegen die Triaxialität als auch der Lode-Winkel zum dargestellten Prozesszeitpunkt $r_1 = 8,0$ mm im Bereich zwischen -0,2 und 0 auf. Betrachtet man die gesamte Lochwalzfläche, kann festgestellt werden, dass sich die Triaxialität und der Lode-Winkel für den Lochwalzprozess im Wesentlichen im dritten Quadranten des Triaxialitäts-Lode-Winkel Diagramms befinden.

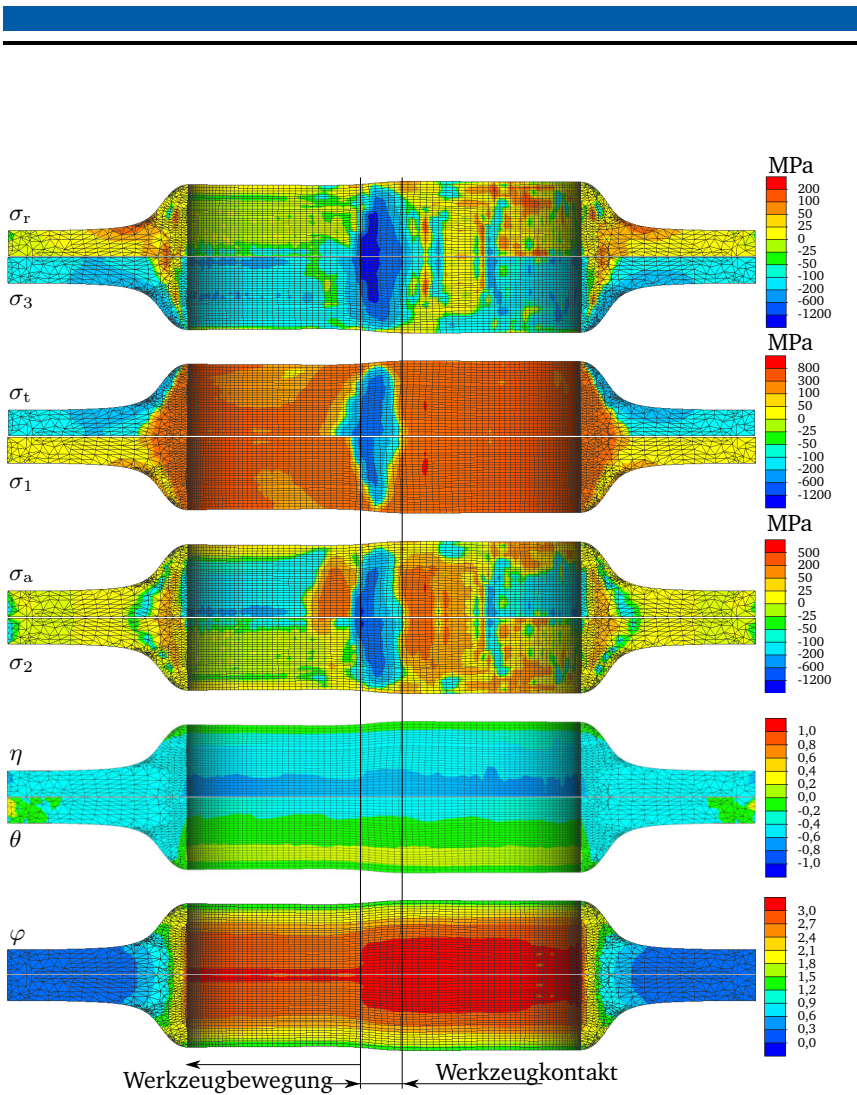


Abbildung 9.2: Spannungen im Zylinderkoordinatensystem beim Lochwalzen im Vergleich zu den Hauptspannungsrichtungen sowie Lode-Winkel θ , Triaxialität η und Umformgrad φ am Beispiel von DC04 mit radialer Vorschubgeschwindigkeit $0,4 \text{ mm}/U$ bei Innenradius $8,0 \text{ mm}$

9.1.1 Lode-Winkel und Triaxialität beim Lochwalzen

Die numerische Beschreibung von Versagensgrenzen basiert auf der Integration von Hauptnormalspannungen, Umformgrad und Dehnrates, was im Wesentlichen die Umformenergie beschreibt. Das Modified Mohr-Coulomb Schädigungskriterium stellt dabei einen aktuellen Stand der Technik hinsichtlich der allgemeingültigen Schädigungskriterien dar. Es beschreibt die Versagensgrenze anhand des Bruchumformgrads in Abhängigkeit des Lode-Winkels und der Triaxialität $\varphi_{B,MMC} = f(\theta, \eta)$. Zur weiteren Prozessgrenzenbeschreibung werden der Lode-Winkel und die Triaxialität beim Lochwalzprozess untersucht. Das zeitliche Verhalten sowie der Geschwindigkeitseinfluss auf die Triaxialität und den Lode-Winkel am Kragenrand sind in Abbildung 9.3 für DC04 und AW5083 bei einer Halbzeugblechdicke von $t_0 = 2,0$ mm dargestellt. Der ausgewertete Referenzpunkt der Simulation befindet sich zum Simulationsbeginn 0,1 mm unterhalb der Halbzeuoberfläche am Innenradius und verschiebt sich zum Simulationende, Innenradius 8,0 mm, auf 0,11 mm unterhalb der Kragenkante. Der Innenradius von 4,3 mm und somit der Startpunkt der Simulation ist in der Abbildung durch einen Kreis gekennzeichnet. Es ist festzustellen, dass für unterschiedliche Materialien, mit zunehmendem Aufweitradius, näherungsweise die gleiche Triaxialität und der gleiche Lode-Winkel beim Lochwalzprozess wirken.

Des Weiteren zeigt sich, dass die Triaxialität und der Lode-Winkel eine Abhängigkeit zur radialen Vorschubgeschwindigkeit aufweisen. Die Auswertung der Triaxialität und des Lode-Winkels für unterschiedliche Referenzpunkte zeigt, dass im Blechmittenbereich (Verlauf 0,9 mm, Abbildung 9.4) die Triaxialität als auch der Lode-Winkel näherungsweise konstant sind. Dabei liegt der Blechmittenbereich nahe dem Bereich der axialsymmetrischen Druckspannung ($\eta = -1/3, \theta = -1$), welche durch Zylinderstauchversuche abgebildet wird. Der Referenzpunkt 0,5 mm zur Kragenkante weist ähnlich zum 0,1 mm Referenzpunkt eine Zunahme der Triaxialität und des Lode-Winkels auf. Dabei strebt der Referenzpunkt der Kragenkante sowie der Referenzpunkt 0,5 mm unterhalb der Kragenkante vom dritten Quadranten des Lode-Winkel-Triaxialitäts-Diagramm in den Bereich des zweiten Quadranten.

Die zeitliche Betrachtung des Lode-Winkels und der Triaxialität am Kragenrand, vgl. Abbildung 9.5, zeigen für die Materialien DC04 und AW5083 im Bereich von 0,0 mm bis 0,25 mm des Aufweitradius signifikante Schwankungen der Triaxialität

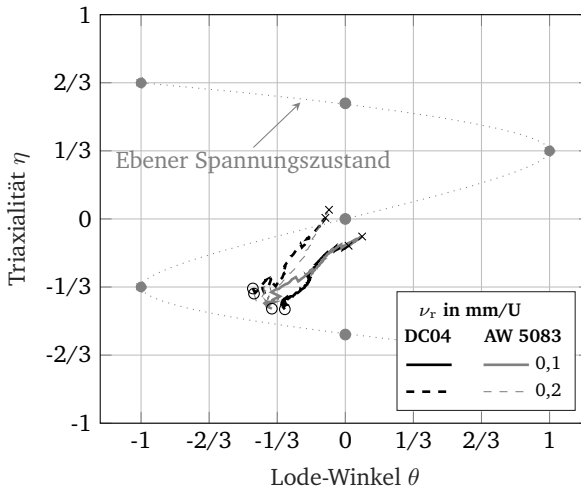


Abbildung 9.3: Lode-Winkel und Triaxialität beim Lochwalzen bei 50 U/min, Auswertung 0,1 mm unterhalb des Kragenrands für Innenradius 4,3 mm (O) bis 8,0 mm (X)

und des Lode-Winkels auf. Mit zunehmendem Aufweitradius und damit einhergehender Zunahme des Umformgrads, nehmen die auftretenden Schwankungen ab. Der weitere Verlauf zeigt dabei ein stagnierendes Verhalten. Dabei streben sowohl der Lode-Winkel als auch die Triaxialität am Kragenrand gegen den Wert null. Der Anfangsradius r_0 als auch die radiale Vorschubgeschwindigkeit ν_r zeigen keinen signifikanten Einfluss auf die Triaxialität und den Lode-Winkel. Eine signifikante Materialabhängigkeit ist für die untersuchten Parameter nicht nachweisbar. Inwieweit der Lode-Winkel und die Triaxialität über die untersuchten Randbedingungen hinaus extrapoliert werden kann, kann anhand der vorliegenden Daten nicht untersucht werden.

Die Approximation des Lode-Winkels und der Triaxialität beim Lochwalzen kann auf Grundlage der Ergebnisse für Aufweitradien von $0,5 \text{ mm} < \Delta r_i < 4,0 \text{ mm}$ und somit ohne Berücksichtigung der zum Prozessbeginn vorhandenen Materialabhängigkeit

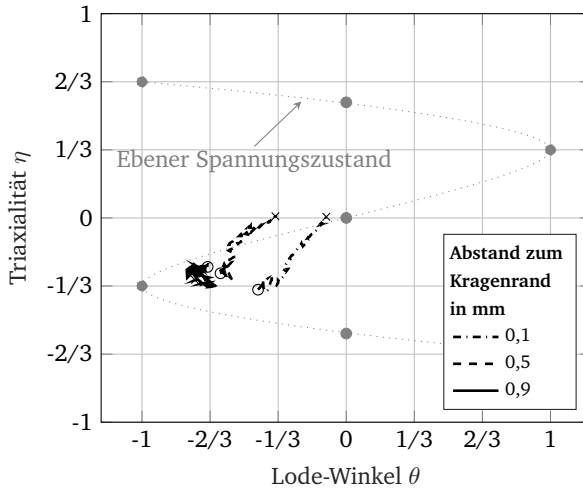


Abbildung 9.4: Abhängigkeit des Lode-Winkels θ und der Triaxialität η zum Abstand der Kragentrands am Beispiel eines 2 mm DC04 Bleches bei $\nu_r = 0,2\text{mm}/U$ für Innenradius 4,3 mm (O) bis 8,0 mm (X)

mittels der Ansatzfunktion:

$$\theta(r_i, \nu_r) = \eta(r_i, \nu_r) = C_1 \cdot \frac{\nu_r}{\nu_0} + \frac{C_2}{\text{mm}} \cdot \exp(-C_3 \cdot (r_i - r_0)) \cdot \exp\left(C_4 \cdot \frac{\nu_r}{\nu_0}\right) \quad (9.1)$$

beschrieben werden.

Die ermittelten Koeffizienten C_1 bis C_4 sind für den Lode-Winkel θ und die Triaxialität η in der Tabelle 9.1 dargelegt. Die Approximation basiert auf den simulativ ermittelten Ergebnissen von DC04 und AW5083 bei 0,1 mm/U, 0,2 mm/U und 0,4 mm/U bei einem Anfangsradius von $r_0 = 4,1$ mm und $r_0 = 5,1$ mm. Zur Bestimmung der Approximation werden die Daten für die Aufweitung $\Delta r = r_i - r_0$ von 0,5 mm bis 4,0 mm verwendet.

Der RMSE der Approximation liegt für den Lode-Winkel bei 0,033 und für die Triaxialität bei 0,027. Damit weist die Approximation eine gute Übereinstimmung im untersuchten Bereich auf und kann für zukünftige Untersuchungen übertragen und angewendet werden.

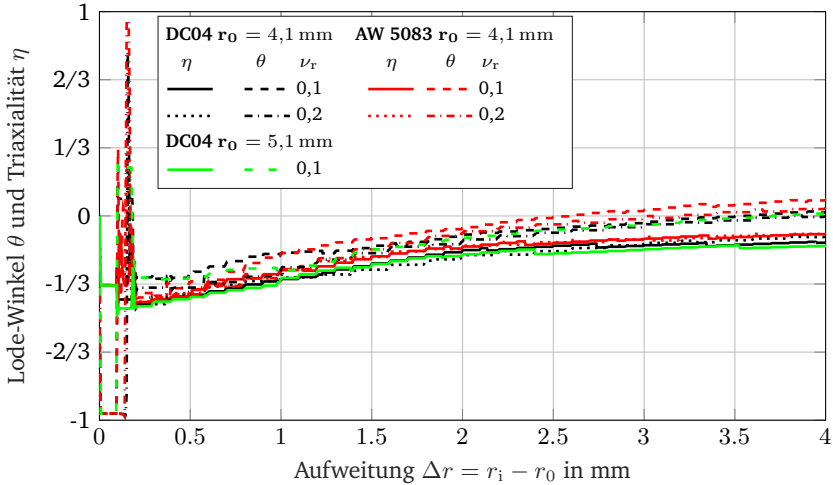


Abbildung 9.5: Zeitlicher Vergleich des Lode-Winkels θ und der Triaxialität η für DC04 und AW5083

Schlussfolgernd aus den simulativen Lochwalzerggebnissen ergibt sich, dass der Lode-Winkel und die Triaxialität am versagenskritischen Kragenrand im untersuchten Prozessparameterbereich zwischen Stauchversuch und Torsionsversuch bzw. ebenem Scherversuch liegen. Es ist bekannt, dass für eine Triaxialität von $\eta = 0$ und einem Lode-Winkel $\theta = 0$ der ebene Scherversuch charakteristisch ist [BW08], welcher im Wesentlichen zu Scherspannungen führt. Der in dieser Arbeit durchgeführte Flachstauchversuch, weist in simulativen Untersuchungen mit zunehmendem Umformgrad Scherspannungen auf, wodurch der Flachstauchversuch ergänzend zum Scherversuch eingesetzt werden kann.

Tabelle 9.1: Koeffizienten zur Approximation des Lode-Winkels θ und der Triaxialität η beim Lochwalzen am Kragenrand für die radiale Aufweitung $\Delta r_i > 0,5 \text{ mm}$

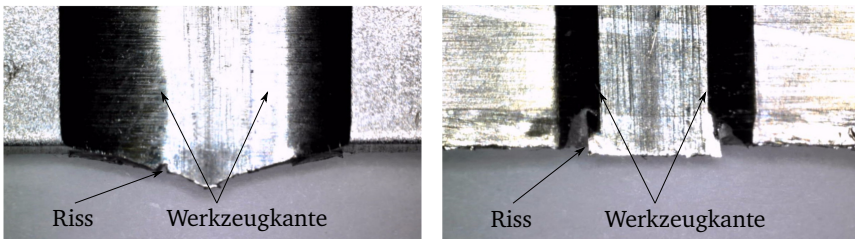
	θ	η
C_1	0,029	0,0121
C_2	-0,315	-0,389
C_3	0,644	0,357
C_4	0,300	0,0850
ν_0	0,1	0,1
RMSE	0,033	0,027

9.1.2 Ermittlung des Bruchumformgrads

Im Weiteren wird die Ermittlung des Bruchumformgrads auf Basis experimenteller und simulativer Untersuchungen mittels Zugversuch (ZV), Flachstauchversuch (FSV), Scherzugversuch (SZV) und Erichsentest (ET) für DC04 und AW5083 dargelegt. Aufgrund des beim Lochwalzen auftretenden Lode-Winkels und der Triaxialität wird detaillierter auf Flachstauchversuch und Scherzugversuch eingegangen. Dabei werden die experimentellen Ergebnisse durch simulative Ergebnisse ergänzt und mit diesen verglichen.

Flachstauchversuch

Die experimentellen Ergebnisse des Flachstauchversuchs, vgl. Abbildung 9.6, zeigen den Versagensbereich durch Rissbildung für DC04 und AW5083. Die Proben zeigen beim DC04 erste initiale Risse an der Werkzeugkante, wohingegen für AW5083 die Rissinitiierung im bereits umgeformten Bereich erfolgt. In den Versuchen kann für DC04 ein globaler Umformgrad bei Risseintritt von $\varphi_{\text{FSV,DC04}} = \ln(h_0/h_1) = 2,59 \pm 0,13$ und für AW5083 $\varphi_{\text{FSV,AW5083}} = 0,96 \pm 0,06$ ermittelt werden. Der experimentell ermittelte Umformgrad des Flachstauchversuchs bzw. die rissfreie Höhe h_1 wird zur simulativen Ermittlung des im Rissbereich auftretenden globalen Umformgrads sowie zur Bestimmung der Triaxialität und des Lode-Winkels verwendet.



(a) Rissbildung beim Flachstauchversuch von DC04 bei $\varphi = \ln(h_0/h_1) = 2,59$

(b) Rissbildung beim Flachstauchversuch von AW5083 bei $\varphi = \ln(h_0/h_1) = 0,96$

Abbildung 9.6: Vergleich des Versagensbereichs des Flachstauchversuchs von DC04 und AW5083

Die Untersuchung der Triaxialität und des Lode-Winkels im Flachstauchversuch wird in der Simulation mittels Referenzpunktverfolgung umgesetzt. Die Auswertung erfolgt dabei für drei Referenzpunkte, welche sich zum Zeitpunkt des experimentell ermittelten Brucheintritts im Bruchbereich befinden. Abbildung 9.7 zeigt, dass der Flachstauchversuch mit zunehmendem Umformgrad im Bereich des experimentellen Risseintritts des Lochwalzprozesses sowie des Torsionsversuchs liegt. Die Triaxialität und der Lode-Winkel sind für Umformgrade $\varphi > 0,04$ dargestellt. Dabei wird der Anfangswert mit einem Kreis gekennzeichnet.

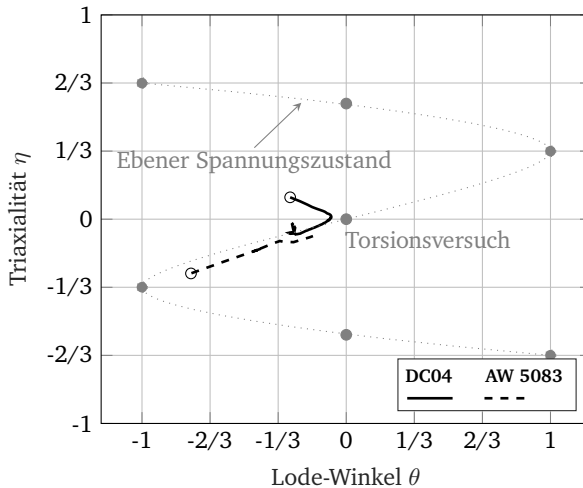


Abbildung 9.7: Simulative Auswertung des Lode-Winkels und der Triaxialität beim Flachstauchversuch für DC04 und AW5083

Der simulativ ermittelte Bruchumformgrad für DC04 liegt bei einem globalen Umformgrad von $\varphi_{FSV,DC04} = 2,59 \pm 0,13$ bei $\varphi_{B,FSV,DC04} = 3,1 \pm 0,07$. Der Lode-Winkel des Referenzpunktes befindet sich zum Bruchzeitpunkt bei $\theta = -0,28$ und weist eine Triaxialität von $\eta = -0,04$ auf. Für AW5083 ergibt sich ein simulativ ermittelter Bruchumformgrad von $\varphi_{B,FSV,AW5083} = 0,89 \pm 0,01$ bei einem Lode-Winkel von $\theta = -0,16$ und einer Triaxialität von $\eta = -0,08$.

Scherzugversuch

Die Probengeometrie des Scherzugversuchs orientiert sich anhand der Norm ASTM B 831. Die Scherlänge zwischen den Aussparungen beträgt 2,0 mm und wird zer-spanend hergestellt. Zur Durchführung der Scherzugversuche kommt die Zugprüfmaschine *Mecmesin Multitest 2,5 i* zum Einsatz. Die Auswertung der auftretenden Dehnung erfolgt mittels digitaler Bildkorrelation in der Software *GOM Correlate 2019*. In Abbildung 9.8 sind die Ergebnisse des Scherzugversuchs im Experiment und der Simulation bei gleichem Umformgrad dargestellt.

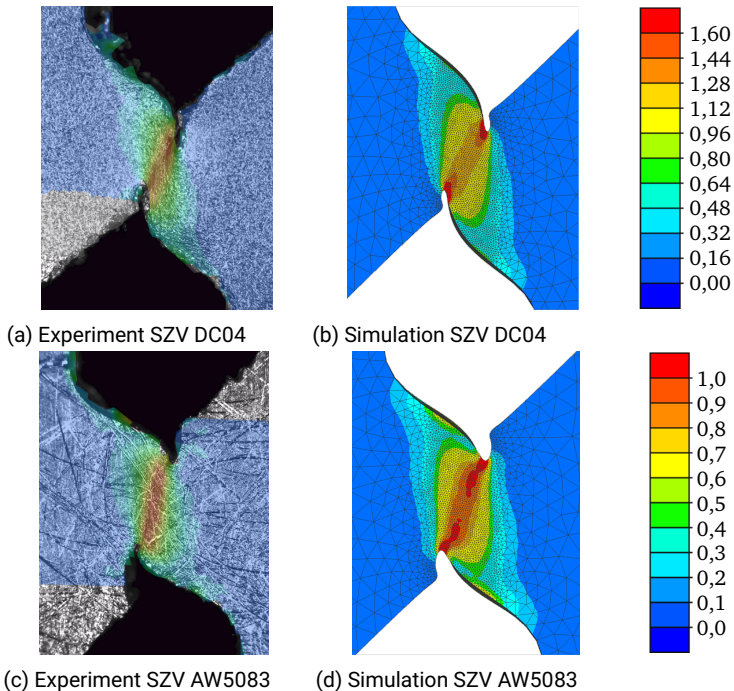


Abbildung 9.8: Vergleich des Umformgrads im Scherzugversuch vor Versagenseintritt für DC04 und AW5083

Aus den experimentellen Scherzugversuchen lässt sich durch die DIC für DC04 ein Bruchumformgrad von $\varphi_{B,SZV,DC04} = 1,64 \pm 0,05$ und für AW5083 $\varphi_{B,SZV,AW5083} =$

$0,95 \pm 0,08$ ermitteln. Für die Scherzone wird in der Simulation eine Triaxialität von für DC04 von $\eta = -0,2$ bis $0,2$ und für AW5083 $\eta = -0,2$ bis $0,0$ ermittelt. Der Lode-Winkel weist in der Simulation jeweils einen Wert von $\theta = 0$ auf. Der simulative maximale Umformgrad liegt bei DC04 an der Kante und weist einen Umformgrad von $\varphi_{B,SZV,DC04} = 3,3$ auf. Für AW5083 kann in der Simulation zum Bruchzeitpunkt ein maximaler Umformgrad von $\varphi_{B,SZV,AW5083} = 1,58$ ermittelt werden. Im Bereich des simulativen maximalen Umformgrads liegt die Triaxialität bei $\eta = -0,2$.

Zugversuch

Die Ermittlung des Bruchumformgrads beim Zugversuch erfolgt anhand der resultierenden Bruchfläche $\varphi_{B,ZV} = \ln(A_1/A_0)$. Beim Zugversuch sind bis zum Beginn der Einschnürung, bekannterweise die Triaxialität und der Lode-Winkel bei $\eta = 0,3$ und $\theta = 1,0$. Aus experimentellen Versuchen wird für DC04 ein Bruchumformgrad von $\varphi_{B,ZV,DC04} = 1,3 \pm 0,14$ und für AW5083 von $\varphi_{B,ZV,AW5083} = 0,7 \pm 0,08$ bestimmt. Aus der simulativen Untersuchung wird für DC04 ein Bruchumformgrad $\varphi_{B,ZV,DC04} = 1,41$ bei einer Triaxialität von $\eta = 0,33$ und der Lode-Winkel von $\theta = 0,77$ ermittelt. Für AW5083 kann in der Simulation zum Bruchzeitpunkt ein maximaler Umformgrad von $\varphi_{B,ZV,AW5083} = 0,36$ bei einer Triaxialität von $\eta = 0,33$ und der Lode-Winkel von $\theta = 0,96$ ermittelt werden.

Erichsen Test

Zur Ermittlung des Bruchumformgrads im Bereich der biaxialen Zugspannung, wurden Versuche nach Erichsen durchgeführt und nach Versagenseintritt die minimale Blechdicke zur Bestimmung des experimentellen Bruchumformgrads sowie die Bauteilhöhe ermittelt. Analog zum Flachstauchversuch und Scherzugversuch werden die experimentellen Ergebnisse durch simulative Ergebnisse ergänzt. Der aus den experimentellen Versuchen ermittelte maximale Umformgrad des Erichsen-Tiefungsversuchs liegt in der Größenordnung des Bruchumformgrads des Zugversuchs. Für DC04 ergibt sich anhand des Erichsentests ein experimenteller Bruchumformgrad von $\varphi_{B,ET,DC04} = 1,13 \pm 0,08$. AW5083 weist einen maximalen Bru-

chumformgrad von $\varphi_{B,ET,AW5083} = 0,82 \pm 0,06$ auf. Die simulative Untersuchung der Erichsen-Tiefungsversuche zeigen, wie aufgrund der Literatur zu erwarten, eine Triaxialität von $\eta = 0,6$ und einen Lode-Winkel von $\theta = -1$ auf. Der simulative maximale Umformgrad bei gemessener experimenteller Bauteilhöhe ergibt für DC04 einen Bruchumformgrad von $\varphi_{B,ET,DC04} = 1,24$ und für AW5083 $\varphi_{B,ET,AW5083} = 1,08$.

Zusammenfassung

Die in den Vergleichsversuchen experimentell und simulativ ermittelten Bruchumformgrade sowie die zum Bruchzeitpunkt wirkende Triaxialität und der Lode-Winkel sind für DC04 in Tabelle 9.2 und für AW5083 in Tabelle 9.3 zusammengefasst. Für den Bereich des Zylinderstauchversuchs sind im Vergleich zum Scherzugversuch höhere Bruchgrenzen zu erwarten.

[Isi18] weist im Vergleich zu den in dieser Arbeit ermittelten Werte für DC04 höhere Bruchdehnungen in seinen Untersuchungen nach. Für den Scherzugversuch anhand eines 2,0 mm dicken DC04 erreicht [Isi18] im Experiment eine Bruchdehnung von $\varphi_B = 4,61 \pm 0,06$ und für den Zugversuch mit 10 mm Loch eine Bruchdehnung von $\varphi_B = 2,14 \pm 0,06$. Dabei sind die Triaxialität und der Lode-Winkel des Zugversuchs mit Loch, im Bereich des reinen Zugversuchs und somit zu diesem vergleichbar. Verglichen mit den eigenen Untersuchungen, weisen Experimente in [Isi18] höhere Bruchdehnungen auf. Für den Scherzugversuch liegen die Untersuchungen der Bruchdehnungen bei $\varphi_{B,SZV} > 3,3$ und damit mindestens um mindestens 1,6 höher als der Zugversuch.

Für AW5083 zeigt [Qia15] für ein 1,5 mm dickes Blech Bruchdehnungen auf. Der Zugversuch weist dabei ebenso wie die eigenen Untersuchungen eine Bruchdehnung von $\varphi_{B,ZV} = 0,3$ auf, jedoch bei einem Lode-Winkel von $\theta = 1$. Beim Scherzugversuch liegen die Untersuchungen von [Qia15] bei $\varphi_{B,Scherung} = 1,16$ verglichen zu den eigenen experimentellen Untersuchungen von $\varphi_{B,SZV,AW5083} = 0,95 \pm 0,08$. Damit stimmen die eigenen Untersuchungen für AW5083 gut mit den Untersuchungen von [Qia15] überein und können für weitere Untersuchungen herangezogen werden.

Tabelle 9.2: Experimentelle und simulative Bruchdehnung DC04, Zugversuch (ZV), Flachstauchversuch (FSV), Scherzugversuch (SZV), Erichsentest (ET)

	experimenteller Bruchumformgrad	simulativer Bruchumformgrad $\varphi_B = f(F_{Exp.}, \varphi_{Exp.})$	Triaxialität η	Lode-Winkel θ
ZV	1,3 ± 0,14	1,41	0,33	0,77
FSV	2,59 ± 0,13	3,1	-0,04	-0,28
SZV	1,64 ± 0,05 (DIC)	3,3	-0,2 bis 0,2	0
ET	1,13 ± 0,1	1,24	0,6	-1

Tabelle 9.3: Experimentelle und simulative Bruchdehnung AW5083, Zugversuch (ZV), Flachstauchversuch (FSV), Scherzugversuch (SZV), Erichsentest (ET)

	experimenteller Bruchumformgrad	simulativer Bruchumformgrad $\varphi_B = f(F_{Exp.}, \varphi_{Exp.})$	Triaxialität η	Lode-Winkel θ
ZV	0,35 ± 0,02	0,36	0,33	0,96
FSV	0,96 ± 0,06	0,89	-0,08	-0,16
SZV	0,95 ± 0,08 (DIC)	1,58	-0,2 bis 0	0
ET	0,82 ± 0,06	1,08	0,6	-1

9.1.3 Versagensvorhersage beim Lochwalzen

Zur weiteren Beschreibung des Versagenseintritts beim Lochwalzen am Kragenrand ist der lokale Umformgrad heranzuziehen. Wie in Abbildung 9.2 dargestellt weicht der lokale Umformgrad am Kragenrand im Vergleich zum maximalen Umformgrad bei einem Radius von 8,0 mm bei DC04 $t_0 = 2,0$ mm wesentlich ab. Damit kann der maximale Umformgrad aus Gleichung 8.15 zur Untersuchung des Risseintritts am Kragenrand nicht herangezogen werden. Weiterhin ist in Abbildung 9.9 ersichtlich, dass der lokale Umformgrad im Vergleich zum maximalen simulativen Umformgrad eine ausgeprägtere Materialabhängigkeit sowie Blechdickenabhängigkeit aufweist. Die Auswertung des simulativ ermittelten Umformgrads am Kragenrand im Vergleich zum maximalen Umformgrad bei einer konstanten Drehzahl von 50 U/min und einer Blechdicke von 2,0 mm und 3,0 mm ist in Abbildung 9.9 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass der Umformgrad am Kragenrand im Vergleich zum maximalen Umformgrad nicht linear zur Aufweitung zunimmt, sondern eine abnehmende Steigung in Abhängigkeit der Prozessgeschwindigkeit und Blechdicke aufweist. Zur empirischen Beschreibung des Umformgrads am Kragenrand wird die Gleichung 8.15 wie folgt angepasst, wobei der Einfluss der Blechdicke, aufgrund des geringen Einflusses nicht berücksichtigt wird.

$$\varphi_M = E_1 \cdot \left(\frac{v_r}{\text{mm/U}} \right)^{E_2} \cdot \log \left(\frac{r_i - r_0}{\text{mm}} + 1 \right) \quad (9.2)$$

Für das Material DC04 ergeben sich folgende Koeffizienten.

$$E_1 = 0,956 \quad E_2 = -0,113 \quad \text{RMSE} = 0,08$$

Bei AW5083, zeigt die Simulation eine Geschwindigkeitsabhängigkeit des Umformgrads am Kragenrand, jedoch nimmt der Umformgrad bei zunehmender Dehnrates für die Blechdicke 2,0 mm ab und für die Blechdicke 3,0 mm zu. Dieser Effekt kann unter anderem auf die geschwindigkeitsunabhängige Fließkurve in der Simulation zurückgeführt werden. Für den vorliegenden Fall lässt sich AW5083 mit dem Koeffizienten $E_1 = 0,94$ beschreiben, wobei der Geschwindigkeitseinfluss durch $E_2 = 0$ unberücksichtigt bleibt. Der RMSE für die empirische Gleichung zur Simulation liegt bei 0,1.

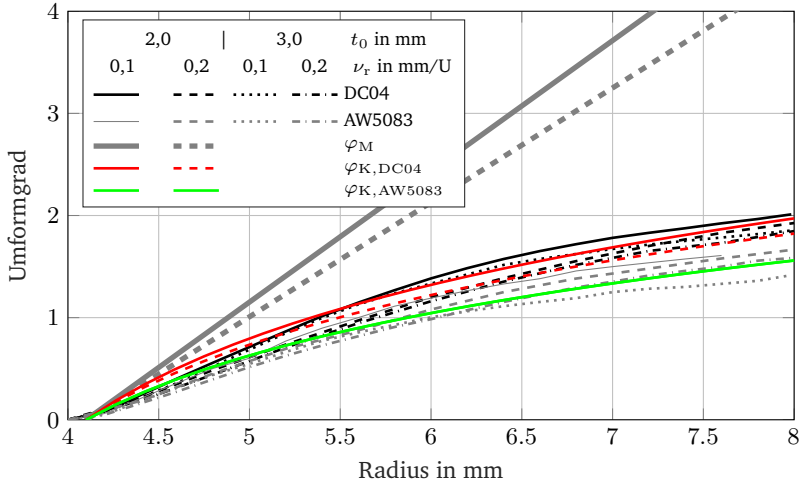


Abbildung 9.9: Simulativer lokaler Umformgrad am Kragenrand von DC04 und AW5083 bei 50 U/min im Vergleich zum maximalen Modellumformgrad φ_M und Kragenumformgrad φ_K

Es ist bekannt, dass das Versagen im Kragenrand im Bereich der Triaxialität und Lode-Winkel gegen null tendiert, vgl. Abbildung 9.5, wodurch die in den Vergleichsversuchen ermittelten Bruchumformgrade des Scherzugversuchs verwendet werden können. Somit ist zu erwarten, dass für DC04 die Versagensgrenze beim Lochwalzen bei einem Umformgrad des Kragenrands bei $\varphi_{B,DC04} = 3,3$ und für AW5083 $\varphi_{B,AW5083} = 1,58$ erreicht wird. Nach Umstellen der Gleichung 9.2 ergibt sich für den maximalen Aufweitradius bis zum Risseintritt am Kragenrand

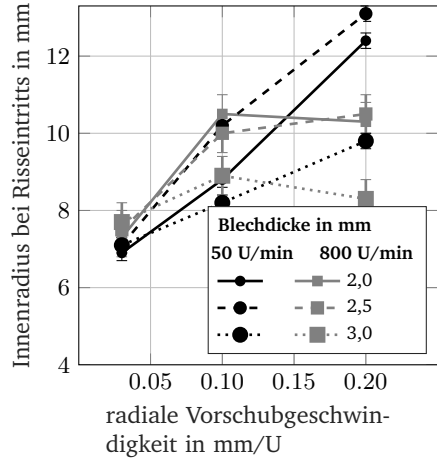
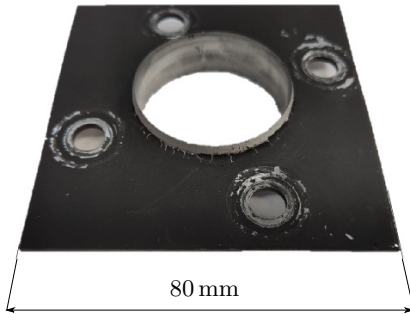
$$r_{\text{Riss}} = \exp\left(\frac{\varphi_B}{E_1 \cdot \left(\frac{\nu_r}{\text{mm/U}}\right)^{E_2}}\right) + r_0 - 1 \quad (9.3)$$

Nach Gleichung 9.3 treten bei DC04 bei einer radialen Vorschubgeschwindigkeit von $\nu_r = 0,1 \text{ mm/U}$ somit Risse bei einem Aufweitradius von $r_{\text{Riss},DC04}(\nu_r = 0,1 \text{ mm/U}) = 17,4 \text{ mm} \pm 1 \text{ mm}$ auf und bei einer Vorschubgeschwindigkeit von $\nu_r = 0,2$ bei $r_{\text{Riss},DC04}(\nu_r = 0,2 \text{ mm/U}) = 20,9 \text{ mm} \pm 1,5 \text{ mm}$. Die experimentellen Lochwalzversuche des DC04 $t_0 = 2,0 \text{ mm}$ zeigen, vgl. Abbildung 9.10a, dass bis

zum untersuchbaren Aufweitradius von 19 mm keine Rissbildung unter variierenden Prozessgeschwindigkeiten am Kragenrand auftreten, was mit dem berechneten Risseintritt für radiale Vorschubgeschwindigkeiten von 0,2 mm/U zutrifft.

Für AW5083 gilt nach Gleichung 9.3, dass Risse am Kragenrand ab einem Aufweitradius von $r_{\text{Riss,AW5083}} = 8,1 \text{ mm} \pm 0,8 \text{ mm}$ auftreten. Die experimentell ermittelten Ergebnisse, stimmen mit der empirischen Näherungsgleichung für die untersuchte Blechdicke von 2,0 mm und einer radialen Vorschubgeschwindigkeit von $\nu_r = 0,1 \text{ mm/U}$ mit $\varphi_B = 8,8 \text{ mm} \pm 0,2 \text{ mm}$ unter Berücksichtigung der Fehlerbalken überein. Für Vorschubgeschwindigkeiten von $\nu_r = 0,2 \text{ mm/U}$ weisen die experimentellen Ergebnisse Risse bei einem Aufweitradius von 12,4 mm auf, was durch die empirische Gleichung auch unter Einbeziehen des maximalen Gleichungsfehlers nicht abgebildet werden kann. Die experimentellen Ergebnisse (Abbildung 9.10b) von AW5083 zeigen, dass sowohl die radiale Vorschubgeschwindigkeit, als auch die Drehzahl und damit einhergehend die Umformtemperatur einen Einfluss auf den maximalen Aufweitradius haben. Die Blechdicke weist ebenfalls einen Einfluss auf den maximale Aufweitradius auf. Dabei ist zu berücksichtigen, dass es sich bei den dargestellten Blechdicken um unterschiedliche Halbzeuge handelt, wodurch eine Verzerrung der Darstellung aufgrund unterschiedlicher Halbzeugparameter auftreten kann.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass der Hauptversagensbereich beim Lochwalzen am Kragenrand liegt. Dabei weicht der maximale Modellumformgrad im Wesentlichen vom am Kragenrand auftretenden Umformgrad ab, wodurch eine numerische Untersuchung mit gekoppeltem Schädigungsmodell oder eine empirische Beschreibung auf Grundlage der numerischen Ergebnisse notwendig ist. Da der Schädigungsbereich durch die Triaxialität und des Lode-Winkels gegen den Wert Null strebt, sollten zur Bestimmung des Versagenseintritts beim Lochwalzen Scherzugversuche durchgeführt werden. Dabei ist die auftretende Prozessgeschwindigkeit und -temperatur des Lochwalzens bei den Vergleichsversuchen zu berücksichtigen. Die experimentellen Ergebnisse des AW5083 zeigen, dass die Prozessgrenze des Lochwalzprozesses durch Steuergrößen des Prozesses beeinflusst werden. Es kann auf Basis der simulativen und numerischen Ergebnisse abgeleitet werden, dass mit zunehmender radialer Vorschubgeschwindigkeit höhere Aufweitradien erreicht werden können. Die experimentellen Ergebnisse von AW5083 zeigen darüber hinaus,



(a) Versagensfreie DC04 Probe bei einem Innenradius von 19 mm, $t_0 = 2$ mm bei $v_r = 0,1$ mm/U und 50 U/min

(b) Risseintrittsradius für AW5083 in Abhängigkeit der radialen Vorschubgeschwindigkeit und Blechdicke

Abbildung 9.10: Experimenteller Risseintritt bei DC04 und AW5083

dass die Erhöhung der Drehzahlen in Kombination mit der radialen Vorschubgeschwindigkeit von 0,2 mm/U der Risseintritt bei kleineren Aufweitradien erfolgt.

9.2 Fehlerbilder der Prozessführung und -gestaltung

Die durch die Prozessführung hervorgerufenen Fehlerbilder, vgl. Abbildung 9.1 c) bis f), treten in der aktuellen Stufe des vierten Technology Readiness Level auf. Dabei wird der Prozess bisher auf einer konventionellen Drehmaschine durchgeführt. Sowohl das Design des Lochwalzwerkzeugs als auch die Drehmaschine weisen dabei eine für Umformprozesse unübliche geringe Steifigkeit und Kraftgrenze auf. Mit zunehmendem Technology Readiness Level ist zu erwarten, dass bisherige Fehlerbilder durch die Prozessführung als auch konstruktive und regelungstechnische Ansätze reduziert werden.

Im aktuellen Werkzeugaufbau kommt es aufgrund der geringen Maschinen- und Werkzeugsteifigkeit im Werkzeug-Werkstückkontakt zu einer kontinuierlichen Winkelverstellung, welche einen signifikanten Einfluss auf die Fehlerbildung der Prozessführung und -gestaltung hat. Die dabei auftretenden Winkelabweichungen vom ideal achsensymmetrischen Werkzeugeingriff lassen sich anhand des in Abbildung 9.11 dargestellten Ausschnitts des Drehmaschinenwalzwerkzeugs beschreiben. Für die weitere Betrachtung erfolgt die Approximation der Walzwelle als starrer und flexibler Teilkörper. Weitere auf die Winkelverstellung Einfluss nehmenden Maschinenelemente, wie zum Beispiel Schrauben, Lager und Sensoren, werden in der Betrachtung vernachlässigt. Der sich im Werkstückeingriff befindende Wellenabsatz wird als einseitig befestigter Biegebalken modelliert. Die wirkende Prozesskraft wird weiterhin als Punktlast, welche in der Blechmitte wirkt, angenommen.

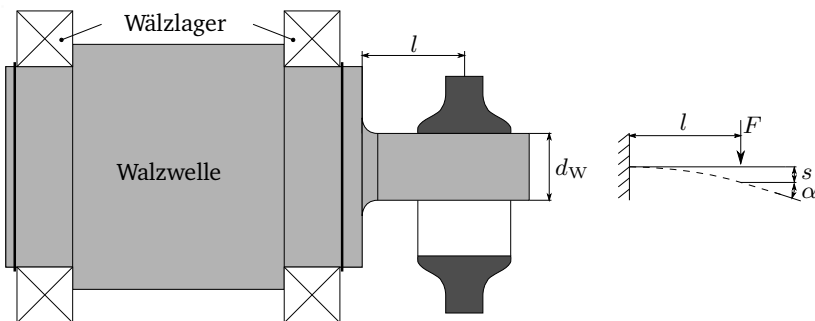


Abbildung 9.11: Mechanisches Ersatzschaltbild des Lochwalzwerkzeugs

Die daraus entstehende Betrachtung des einseitig eingespannten Biegebalkens führt zu einer elastischen Wellendurchbiegung. Diese resultiert in einem zunehmenden Biegewinkel α zwischen Werkzeug und Werkstückachse. Der vorliegende Zusammenhang lässt sich mittels der Gleichung

$$\alpha = \frac{Fl^2}{2EI} \quad (9.4)$$

mit

$$I = \frac{\pi d_W^4}{64} \quad (9.5)$$

beschreiben. Dabei ist E das E-Modul der Walzwelle und I das wirkende Flächenträgheitsmoment. Abhängig vom Abstand l zwischen der Blechmitte und der als starr angenommenen Walzwelle und dem Walzwellendurchmesser d_W ergibt sich die Durchbiegung, vgl. Abbildung 9.12. Es ist ersichtlich, dass der Wellendurchmesser einen signifikanten Einfluss auf den Biegewinkel hat. Ebenso ist anzustreben, dass der Abstand l möglichst klein gehalten wird.

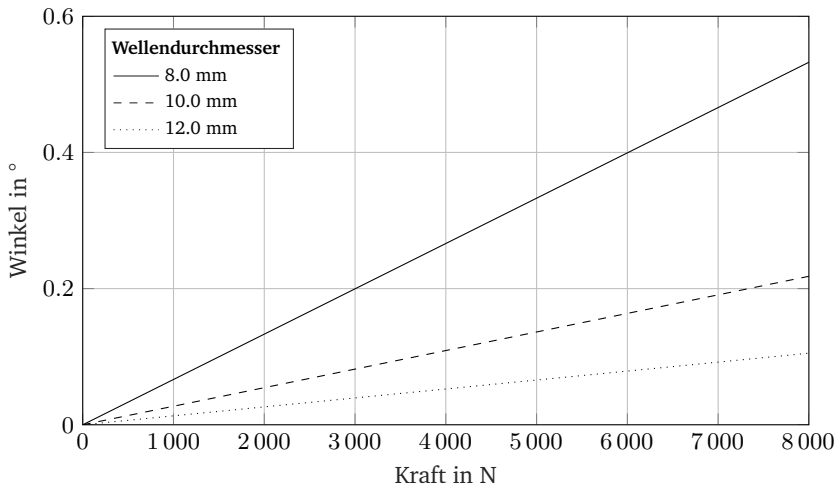


Abbildung 9.12: Durchbiegung der Walzwelle in Abhängigkeit des Wellendurchmessers für einen experimentellen Werkzeugeingriff von $l = 7 \text{ mm}$

Unter realen Prozessbedingungen wird erwartet, dass der Winkel aufgrund der im

Modell vernachlässigten Maschinenelemente, wie Wälzlager, Schrauben, Führungen und Getriebe, größer ausfällt. Resultierend aus der Wellendurchbiegung entsteht ein asymmetrischer Materialfluss und somit eine asymmetrische Kragenausbildung mit konischer Lochwalzfläche, vgl. Abbildung 9.1 c) und f). Eine Möglichkeit zur Steigerung der Produktqualität besteht darin, eine initiale negative Winkelverstellung abhängig von den Prozessparametern vorzunehmen. Durch die initiale negative Winkelverstellung wird die zum Prozessende erreichte Winkeldifferenz reduziert $\Delta\alpha = \alpha - \alpha_0$, wodurch die Zylindrizität als auch die Kragensymmetrie verbessert werden können. Hierzu bedarf es aufgrund der initialen Winkeleinstellung eines im Verhältnis zum Durchmesser des Walzwerkzeugs größeren Anfangsdurchmesser. Durch den initialen negativen Walzwinkel wird der Materialfluss in Richtung der Walzwelle bevorzugt. Mit zunehmender Prozesskraft resultiert eine kontinuierliche Winkelverstellung, wodurch sich der axiale Materialfluss zunehmend in entgegengesetzter Richtung ausbildet. Aufgrund der kontinuierlichen Winkelveränderung entsteht des Weiteren eine ballige Kragenform, vgl. 9.1 e).

Ein weiteres prozessabhängiges Fehlerbild ist die Knickbildung, vgl. 9.2 d). Bei Überschreiten einer kritischen Knicklast des Halbzeugs resultiert aus der durch den Walzwinkel entstehenden axialen Kraftkomponente eine Knickung des Grundmaterials im Übergang vom nicht plastifizierten Halbzeug zum Walzbereich. Das plastische Knickverhalten des Prozesses ist dabei abhängig vom plastischen Materialverhalten, der Blechdicke und dem Einspanndurchmesser. Mit zunehmendem TRL ist zu erwarten, dass durch die verbesserte Prozessgestaltung, wie beispielsweise durch ein doppelseitig symmetrisch eingespanntes Werkzeug, die Knickung hin zu höheren Aufweitradien verschoben werden kann, da sich die durch die Durchbiegung einstellenden axialen Kraftkomponenten gegenseitig kompensieren. Weiterhin werden bei gleichen geometrischen Abmessungen die Durchbiegungen im Werkzeugeingriff um den Faktor 64 und die auftretenden Biegespannungen um den Faktor 8 verringert, was zur Erhöhung der Prozessgenauigkeit und der Werkzeugstandzeit führt. Dabei hat die Werkzeugstandzeit für die industrielle Anwendung aufgrund der an der Welle auftretenden hohen Anzahl an Lastspielen einen wesentlichen Einfluss auf die Produktionskosten.

Zusammenfassend kann abgeleitet werden, dass die Fehlerbilder der Prozessführung und -gestaltung auf den Winkelversatz der Walzwelle durch elastische Deformation

zurückzuführen sind. Im Wesentlichen erfolgt die elastische Deformation aufgrund der einseitigen Werkzeugführung. Einhergehend ist zur Erhöhung der Produktqualität als auch zur Erhöhung des TRL eine doppelseitige symmetrische Werkzeugführung zweckmäßig. Der Ansatz der doppelseitigen symmetrischen Werkzeugführung beim Lochwalzen wird in der Arbeit von [Spi22a**; Spi22b*] verfolgt.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Zukünftige Produktionsprozesse zeichnen sich durch einen höheren Grad der Automatisierung aus. Um auf steigende ökologische und ökonomische Unsicherheit im Prozess reagieren und eine gleichbleibende Produktqualität bei gleichzeitig steigenden Prozessanforderungen gewährleisten zu können, müssen neue Prozesse entwickelt oder etablierte Prozesse dazu befähigt werden.

Der hierzu neu entwickelte Umformprozess Lochwalzen ermöglicht durch die zusätzlichen Prozessfreiheitsgrade und die damit einhergehenden Möglichkeiten zur Prozessmanipulation durch Stellgrößen auf sich ändernde Marktbedingungen und Halbzeugschwankungen zu reagieren. Dabei zeichnet sich das Lochwalzen durch die Herstellung von Funktionsflächen in dünnwandigen Blechstrukturen aus, welche ohne weitere zerspanende Nachbearbeitung für Lagersitze eingesetzt werden können. Im Vergleich zu zerspanenden Prozessen bietet das Lochwalzen dabei wesentliche umformtechnische Vorteile bezüglich gesteigerter Oberflächenhärten und Mikrogefügebildung. Zur Weiterentwicklung und Anwendung des Prozesses, welcher sich aktuell im vierten Technology Readiness Levels befindet, ist es notwendig, die grundlegenden physikalischen Mechanismen und Prozessgrenzen herzuleiten sowie den Prozess grundlegend zu beschreiben. Für die industrielle Anwendbarkeit besteht der Bedarf darin, einfache prozessgrößenabhängige Zusammenhänge zur Prozessauslegung bereitzustellen. Analytische und empirische Modelle haben dabei wesentliche zeitliche und ökonomische Vorteile im Vergleich zu numerischen Berechnungsverfahren. Numerische Berechnungsverfahren sind hingegen allgemeingültiger anwendbar und ermöglichen die zeitliche sowie räumliche Untersuchung von Prozessgrößen.

In der vorliegenden Arbeit wird das neue Umformverfahren Lochwalzen vorgestellt und die Grundlagen des Verfahrens auf Basis des aktuellen vierten Technology Readiness Levels werden beschrieben. Zur Analyse des Verfahrens werden sowohl experimentelle Untersuchungen als auch numerische Berechnungsverfahren eingesetzt. Dabei liegt der Fokus der Arbeit auf der Herleitung empirischer Zusammenhänge zwischen prozesstechnischen Kennwerten zur Weiterentwicklung und industriellen Anwendung des Verfahrens. Hierzu wird eine experimentelle Versuchsmatrix auf Grundlage unterschiedlicher Halbzeugeigenschaften und Prozessparameter aufgestellt und umgesetzt. Die experimentell erfassten Messdaten sind dabei die Prozesskraft, -weg und -temperatur sowie die Produktgeometrie. Zur zeitlichen und räumlichen Betrachtung des Lochwalzprozesses unter idealisierten Annahmen werden die experimentellen Versuche mit numerischen Berechnungsverfahren abgebildet. Auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse werden mathematische Formulierungen zur Beschreibung des Werkzeug-Werkstückkontaktes, Umformgrads, der Dehnrate, Kragenhöhe und Prozesskraft dargelegt und deren Anwendungsgrenzen aufgezeigt. Es wird gezeigt, dass die abgeleiteten mathematischen Formulierungen zur Weiterentwicklung und Auslegung zukünftiger Lochwalzprozesse für unterschiedliche Materialien anwendbar sind. Zur Beschreibung der Prozessgrenzen werden die auftretenden Fehlerbilder experimentell und numerisch untersucht. Es zeigt sich, dass Fehlerbilder in materialspezifische und Fehlerbilder der Prozessführung und -gestaltung klassifiziert werden können. Die Untersuchungen zur Beschreibung der materialspezifischen Versagensgrenzen durch zeitunabhängige numerische Versagenskriterien wie dem Bruchumformgrad und der maximalen Hauptnormalspannung erweisen sich als ungeeignet zur Anwendung auf das Lochwalzen. Auf Grundlage experimenteller und numerischer Untersuchungen wird nachgewiesen, dass die Versagensgrenze abhängig von der Prozessgeschwindigkeit ist. Dabei wird der Lochwalzprozess im Wesentlichen durch Rissbildung am Kragenrand, welche auf tangentialen Zugspannungen zurückzuführen ist, beschränkt. Die Fehlerbilder der Prozessführung und -gestaltung basieren im Wesentlichen auf der im aktuell vierten Technology Readiness Level realisierten Prozessgestaltung und der damit einhergehenden geringen Maschinen- und Werkzeugsteifigkeit sowie der einseitigen Werkzeugführung. Es kann davon ausgegangen werden, dass die bisherigen Fehlerbilder des Prozessdesigns mit zunehmendem TRL reduziert werden.

Das Umformverfahren Lochwalzen zeichnet sich im Vergleich zu etablierten Umformprozessen durch die prozessbedingte Reaktionsfähigkeit auf ökologische und ökonomische Unsicherheiten aufgrund der stellgrößenabhängigen Regelbarkeit aus, wie durch das Zusammenspiel der radialen Vorschubgeschwindigkeit, der Kragenhöhe und der geschwindigkeitsabhängigen Versagensgrenze gezeigt wurde. Die in der Arbeit dargelegten Gleichungen zur Berechnung von Prozesskenngrößen wie Umformgrad und Dehnraten können zukünftig zur Mehrgrößenregelung von Produkteigenschaften, wie Geometrie, Härte und Mikrogefüge eingesetzt werden. Aufgrund der guten Messbarkeit von Prozesskraft und -weg, besteht weiterhin die Möglichkeit, die Modelle zur inversen Kenngrößenermittlung einzusetzen. Trotz des dreidimensionalen Spannungszustands bietet das Lochwalzen das Potential, Fließkurven für hohe Umformgrade und Dehnraten zu ermitteln. Zur weiteren Entwicklung und der industriellen Anwendung bedarf es der Untersuchung des Lochwalzprozesses unter verbesserter Prozessgestaltung, um Zusammenhänge unter geringen Prozessschwankungen zu untersuchen. Des Weiteren sind numerische Untersuchungen mit verbesserter Materialbeschreibung und Versagensmodellierung unter realen Bewegungsbahnen mit experimentellen Untersuchungen durchzuführen.

Zitierte Literatur

Veröffentlichungen mit eigener Beteiligung

- [Ari23a*] U. Arinbjarnar. „The influence of Particle Hardness on Wear in Sheet Metal Forming“. In: *Material Forming*. 25. Mai 2023, S. 879–890. DOI: 10.21741/9781644902479-96.
- [Ari23b*] Ú. Arinbjarnar, R. J. Christiansen, M. Knoll, K. Pantleon, M. S. Jellesen und C. V. Nielsen. „Strain-Induced Surface Roughening of Thin Sheets and Its Effects on Metal Forming and Component Properties“. In: *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 7.5 (27. Sep. 2023), S. 174. DOI: 10.3390/jmmp7050174.
- [Böl18*] C. Bölling, F. Hoppe, F. Geßner, M. Knoll, E. Abele und P. Groche. „Fortpflanzung von unsicherheit in prozessketten“. In: *Werkstatttechnik online: wt* 108.2 (2018).
- [Gro21*] P. Groche u. a. „Methods and Technologies for Mastering Uncertainty“. In: *Mastering Uncertainty in Mechanical Engineering*. Hrsg. von P. F. Pelz, P. Groche, M. E. Pfetsch und M. Schaeffner. Series Title: Springer Tracts in Mechanical Engineering. Cham: Springer International Publishing, 2021, S. 209–364. DOI: 10.1007/978-3-030-78354-9_5.
- [Hop18*] F. Hoppe, M. Knoll, B. Götz, M. Schaeffner und P. Groche. „Reducing Uncertainty in Shunt Damping by Model-Predictive Product Stiffness Control in a Single Point Incremental Forming Process“. In: *Applied Mechanics and Materials* 885 (Nov. 2018), S. 35–47. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.885.35.
- [Jog18*] L. Joggerst, M. Knoll, F. Hoppe, J. Wendt und P. Groche. „Autonomous Manufacturing Processes under Legal Uncertainty“. In: *Applied Mechanics and Materials* 885 (Nov. 2018), S. 227–239. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.885.227.
- [Kno20*] M. Knoll, F. Mühl, P. Groche und V. Schulze. „Simulative basic investigation for a new forming process punch-hole-rolling“. In: *Procedia Manufacturing* 50 (2020), S. 503–509. DOI: 10/gpbv9n.

-
- [Mol21*] D. A. Molitor, C. Kubik, M. Knoll, M. Becker und P. Groche. „Ableitung eines Vorgehensmodells zur systematischen Wissensgenerierung aus Sensordaten: Zustandsbewertung produktionstechnischer Prozesse mittels maschineller Lernverfahren“. In: *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* 116.5 (31. Mai 2021), S. 352–357. doi: 10/gn6h9f.
- [Müh21*] F. Mühl, M. Knoll, M. Khabou, S. Dietrich, P. Groche und V. Schulze. „Soft sensor approach based on magnetic Barkhausen noise by means of the forming process punch-hole-rolling“. In: *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering* 2 (Mai 2021), S. 100039. doi: 10.1016/j.aime.2021.100039.
- [Pel21*] P. F. Pelz u. a. „Our Specific Approach on Mastering Uncertainty“. In: *Mastering Uncertainty in Mechanical Engineering*. Hrsg. von P. F. Pelz, P. Groche, M. E. Pfetsch und M. Schaeffner. Series Title: Springer Tracts in Mechanical Engineering. Cham: Springer International Publishing, 2021, S. 43–111. doi: 10.1007/978-3-030-78354-9_3.
- [Pfe21*] M. E. Pfetsch u. a. „Strategies for Mastering Uncertainty“. In: *Mastering Uncertainty in Mechanical Engineering*. Hrsg. von P. F. Pelz, P. Groche, M. E. Pfetsch und M. Schaeffner. Series Title: Springer Tracts in Mechanical Engineering. Cham: Springer International Publishing, 2021, S. 365–456. doi: 10.1007/978-3-030-78354-9_6.
- [SKG19*] J. Sinz, M. Knoll und P. Groche. „Operational effects on the stiffness of combined roller and plain bearings“. In: *Procedia Manufacturing* 41 (2019), S. 650–657. doi: 10/gn6j79.
- [Spi23*] D. Spies, D. A. Molitor, J. Damon, M. Knoll, S. Dietrich, V. Schulze und P. Groche. „Conception of a multivariable product property control for punch-hole-rolling“. In: *Material Forming*. 25. Mai 2023, S. 2081–2090. doi: 10.21741/9781644902479-223.
- [Spi22b*] D. Spies, F. Mühl, M. Knoll, S. Dietrich, P. Groche und V. Schulze. „Integration of a magnetic Barkhausen noise sensor for the Product Property Control in a progressive press tool for punch-hole-rolling“. In: *ASK Umformtechnik*. 36 (Okt. 2022), S. 445–454.
- [Zwi23*] M. Zwicker, Ú. Arinbjarnar, M. Knoll, N. Bay und C. V. Nielsen. „Flattening of Pyramidal Asperities Under Combined Normal Loading and In-Plane Biaxial Straining“. In: *Proceedings of the 14th International Conference on the Technology of Plasticity - Current Trends in the Technology of Plasticity*. Series Title: Lecture Notes in Mechanical Engineering. Cham: Springer Nature Switzerland, 2023, S. 12–19. doi: 10.1007/978-3-031-40920-2_2.

Zitierte, vom Autor betreute studentische Arbeiten

- [Bär20**] J. Bär, C. Hess, C. Maslowski, F. Ru und P. Wunsch. „Steifigkeitsuntersuchung zum Stanzlochwalzen, Kragenziehen und Fließlochbohren“. FE Tutorium. Darmstadt: TU Darmstadt, 2020.
- [Kle20**] P. Klein. „Entwicklung eines analytischen Modells zur Beschreibung von Produkteigenschaften beim Stanzlochwalzen“. Masterarbeit. Darmstadt: TU Darmstadt, 2020.
- [Nie19**] J. Niemöckl. „Simulative Untersuchung von prozessbeeinflussenden Parametern und Prozessgrenzen des Stanzlochwalzens anhand eines FE-Modells“. Bachelorarbeit. Darmstadt: TU Darmstadt, 2019.
- [Ocm21**] J. Ocmanova. „Wirtschaftlichkeitsbetrachtung des Stanzlochwalzens – Analyse und Bewertung von Anwendungsgebieten“. Masterarbeit. Darmstadt: TU Darmstadt, 2021.
- [Spi22a**] D. Spies. „Entwicklung eines innovativen automatisierten Werkzeugs zum Stanzlochwalzen für konventionelle Pressen“. Masterarbeit. Darmstadt: TU Darmstadt, 2022.
- [Vog22**] C. Vogel. „Untersuchung des Scherflächeneinflusses auf die Produkteigenschaften beim Stanzlochwalzen“. Bachelorarbeit. Darmstadt: TU Darmstadt, 2022.

Weitere Literaturangaben

- [Aks15] S. A. Aksenov, J. Kliber, Y. A. Puzino und S. A. Bober. „Processing of plane strain compression test results for investigation of AISI-304 stainless steel constitutive behavior“. In: 50.6 (2015), S. 644–650.
- [All16] J. Allwood, S. Duncan, J. Cao, P. Groche, G. Hirt, B. Kinsey, T. Kuboki, M. Liewald, A. Sterzing und A. Tekkaya. „Closed-loop control of product properties in metal forming“. In: *CIRP Annals* 65.2 (2016), S. 573–596. doi: 10.1016/j.cirp.2016.06.002.
- [Alt18] H. Altenbach. *Kontinuumsmechanik: Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*. 4., korrigierte und überarbeitete Auflage. Lehrbuch. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-47070-1>. Berlin, [Heidelberg]: Springer Vieweg, 2018. 344 S.
- [BW08] Y. Bai und T. Wierzbicki. „A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence“. In: *International Journal of Plasticity* 24.6 (Juni 2008), S. 1071–1096. doi: 10.1016/j.ijplas.2007.09.004.

-
- [BF07] I. Barsoum und J. Faleskog. „Rupture mechanisms in combined tension and shear—Experiments“. In: *International Journal of Solids and Structures* 44.6 (März 2007), S. 1768–1786. doi: 10.1016/j.ijsolstr.2006.09.031.
- [Bau90] D. Bauer. „Rotary splitting—a novel sheet metal forming technique“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 24 (1990). Publisher: Elsevier, S. 225–233. doi: [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(90\)90184-V](https://doi.org/10.1016/0924-0136(90)90184-V).
- [Bay87] N. Bay. „Friction stress and normal stress in bulk metal-forming processes“. In: *Journal of Mechanical Working Technology* 14.2 (März 1987), S. 203–223. doi: 10.1016/0378-3804(87)90061-1.
- [Bay00] N. Bay. „Modelling and Testing of Friction and Lubrication in Bulk Metal Forming“. In: *Proceed. CIRP International Workshop in Flow Stress and Friction in Forming and Cutting*. 2000, S. 5–15.
- [Bec94] N. Becker. „Flachstauchversuch“. In: *Weiterentwicklung von Verfahren zur Aufnahme von Fließkurven im Bereich hoher Umformgrade*. Bearb. von K. Lange. Bd. 122. Series Title: Berichte aus dem Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1994, S. 31–52. doi: 10.1007/978-3-662-10890-1_4.
- [BBP04] A. Benzerga, J. Besson und A. Pineau. „Anisotropic ductile fracture“. In: *Acta Materialia* 52.15 (Sep. 2004), S. 4623–4638. doi: 10.1016/j.actamat.2004.06.020.
- [Ble04] W. Bleck, A. Frehn, P. Larour und G. Steinbeck. „Untersuchungen zur Ermittlung der Dehnratenabhängigkeit von modernen Karosseriestählen“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 35.8 (Aug. 2004), S. 505–513. doi: 10.1002/mawe.200400767.
- [Boh10] T. Bohn. „Gefüge und mechanische Eigenschaften verzweigter Blechstrukturen“. Diss. Technische Universität, 2010.
- [Bre07] D. Breuer. *Bestimmung des Formänderungsvermögens bei der Kaltmassivumformung*. Berichte aus der Produktionstechnik 2007,19. <https://dnb.info/1000139050/34>. Aachen: Shaker, 2007. 133 S.
- [Che19] W. Cheng, J. Outeiro, J.-P. Costes, R. M’Saoubi, H. Karaoui und V. Astakhov. „A constitutive model for Ti6Al4V considering the state of stress and strain rate effects“. In: *Mechanics of Materials* 137 (Okt. 2019), S. 103103. doi: 10.1016/j.mechmat.2019.103103.

-
- [Che20] C. Chermette, K. Unruh, I. Peshekhodov, J. Chottin und T. Balan. „A new analytical method for determination of the flow curve for high-strength sheet steels using the plane strain compression test“. In: *International Journal of Material Forming* 13.2 (März 2020), S. 269–292. doi: 10.1007/s12289-019-01485-4.
- [Chr17] P. Christiansen, C. V. Nielsen, P. A. Martins und N. Bay. „Predicting the onset of cracks in bulk metal forming by ductile damage criteria“. In: *Procedia Engineering* 207 (2017), S. 2048–2053. doi: 10.1016/j.proeng.2017.10.1106.
- [Coo20] P. Cooke. „Gigafactory Logistics in Space and Time: Tesla’s Fourth Gigafactory and Its Rivals“. In: *Sustainability* 12.5 (6. März 2020), S. 2044. doi: 10.3390/su12052044.
- [Dah93] W. Dahl, Hrsg. *Umformtechnik, Plastomechanik und Werkstoffkunde*. Düsseldorf: Verl. Stahleisen [u.a.], 1993. 1022 S.
- [DP12] K. Danas und P. Ponte Castañeda. „Influence of the Lode parameter and the stress triaxiality on the failure of elasto-plastic porous materials“. In: *International Journal of Solids and Structures* 49.11 (Juni 2012), S. 1325–1342. doi: 10.1016/j.ijsoistr.2012.02.006.
- [DB10] E. Doege und B.-A. Behrens. *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen*. 2., bearb. Aufl. VDI-Buch. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-04249-2>. Berlin Heidelberg: Springer, 2010.
- [DMS86] E. Doege, H. Meyer-Nolkemper und I. Saeed. *Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe: mit Fließkurven für 73 Werkstoffe und einer grundlegenden Einführung*. München Wien: Hanser, 1986. 223 S.
- [Duf18] J. R. Dufloy, A.-M. Habraken, J. Cao, R. Malhotra, M. Bambach, D. Adams, H. Vanhove, A. Mohammadi und J. Jeswiet. „Single point incremental forming: state-of-the-art and prospects“. In: *International Journal of Material Forming* 11.6 (Nov. 2018), S. 743–773. doi: 10.1007/s12289-017-1387-y.
- [Fou13] M. Fourmeau, T. Børvik, A. Benallal und O. Hopperstad. „Anisotropic failure modes of high-strength aluminium alloy under various stress states“. In: *International Journal of Plasticity* 48 (Sep. 2013), S. 34–53. doi: 10.1016/j.ijplas.2013.02.004.
- [Glä13] T. Gläsner, C. Sunderkötter, M. Hoffmann, W. Volk, H. Hoffmann und R. Golle. „Zweistufiges scherschneiden reduziert die kantenrissempfindlichkeit“. In: *UTF Science I/2013* (2013), S. 1–6.
- [GRM96] B. Gouveia, J. Rodrigues und P. Martins. „Fracture predicting in bulk metal forming“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 38.4 (Apr. 1996), S. 361–372. doi: 10.1016/0020-7403(95)00069-0.

-
- [GFA20] M. Graf, S. Fritsch und B. Awiszus. „Determination of Forming Behaviour of EN AW-6060 by Different Testing Methods under Cold Bulk Forming Conditions“. In: *Procedia Manufacturing* 47 (2020), S. 1512–1519. doi: 10.1016/j.promfg.2020.04.339.
- [Gra21] H. Granum, D. Morin, T. Børvik und O. S. Hopperstad. „Calibration of the modified Mohr-Coulomb fracture model by use of localization analyses for three tempers of an AA6016 aluminium alloy“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 192 (Feb. 2021), S. 106122. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2020.106122.
- [Gro18] P. Groche, F. Hoppe, T. Kessler und A. Kleemann. „Industrial working environment 2025“. In: *New Developments in Sheet Metal Forming. Institute for metal forming technology. Stuttgart* (2018), S. 125–136.
- [GJ01] P. Groche und M. Jöckel. „Integralbauweise durch inkrementelle Umformtechnik“. In: *Festschrift zum 60* (2001).
- [GJ02] P. Groche und M. Jöckel. „The influence of hydrostatic compressive stresses in incremental forming processes by the example Flow Splitting“. In: *Materials science and engineering technology. Materials science and engineering technology* 33.2 (2002). Place: Weinheim Publisher: Wiley-VCH; S. 80–84.
- [Gro10] P. Groche, M. Scheitza, M. Kraft und S. Schmitt. „Increased total flexibility by 3D Servo Presses“. In: *CIRP Annals* 59.1 (2010), S. 267–270. doi: 10.1016/j.cirp.2010.03.013.
- [Gro22] P. Groche, A. Breunig, K. Chen, D. A. Molitor, J. Ha, B. L. Kinsey und Y. P. Korkolis. „Effectiveness of different closed-loop control strategies for deep drawing on single-acting 3D Servo Presses“. In: *CIRP Annals* 71.1 (2022), S. 357–360. doi: 10.1016/j.cirp.2022.04.072.
- [GVJ07] P. Groche, D. Vucic und M. Jöckel. „Basics of linear flow splitting“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 183.2 (März 2007). Publisher: Elsevier BV, S. 249–255. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2006.10.023.
- [Gro91] D. Grotmann. „Untersuchungen zum rotationskinematischen Umformen von Profilscheiben“. Diss. Siegen, 1991. 113 S.
- [HHB06] T. Hatzenbichler, O. Harrer und B. Buchmayr. „Entwicklungsstand und Nutzen der FEM-Simulation von Massivumformprozessen“. In: *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte* 151.11 (Nov. 2006), S. 469–474. doi: 10/dsn9h5.
- [Hau99] S. Hau. *Grundlagen des Fließspaltens von Blechrollen*. Als Ms. gedr. Berichte aus Produktion und Umformtechnik Band 45. Aachen: Shaker, 1999. VI, 148.

-
- [HVA00] S. Hauk, V. H. Vazquez und T. Altan. „Finite element simulation of the Flow-Splitting-Process“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 98.1 (2000), S. 70–80. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00307-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00307-6).
- [HK12] W. Hellwig und M. Kolbe. *Spanlose Fertigung Stanzen*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012. DOI: [10.1007/978-3-8348-2229-1](https://doi.org/10.1007/978-3-8348-2229-1).
- [Her20] O. Hering, A. Dunlap, A. E. Tekkaya, A. Aretz und A. Schwedt. „Characterization of damage in forward rod extruded parts“. In: *International Journal of Material Forming* 13.6 (Nov. 2020), S. 1003–1014. DOI: [10.1007/s12289-019-01525-z](https://doi.org/10.1007/s12289-019-01525-z).
- [Her89] T. Herlan. *Optimaler Energieeinsatz bei der Fertigung durch Massivumformung*. Bearb. von K. Lange. Bd. 99. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1989. DOI: [10.1007/978-3-642-83735-7](https://doi.org/10.1007/978-3-642-83735-7).
- [HHG17] D. Hesse, F. Hoppe und P. Groche. „Controlling Product Stiffness by an Incremental Sheet Metal Forming Process“. In: *Procedia Manufacturing* 10 (2017), S. 276–285. DOI: [10.1016/j.promfg.2017.07.058](https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.058).
- [HKM22] P. Hetz, M. Kraus und M. Merklein. „Characterization of sheet metal components by using an upsetting test with miniaturized cylindrical specimen“. In: *CIRP Annals* 71.1 (2022), S. 233–236. DOI: [10.1016/j.cirp.2022.03.010](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2022.03.010).
- [HMB08] N. Hirsch, M. Mauf und H. Birkhofer. „Systematic generation of innovative sheet metal profiles using modified TRIZ“. In: *Proceedings of NordDesign 2008 Conference*. Proceedings of NordDesign 2008 Conference. Tallinn, Estonia, 2008, S. 59–68.
- [HNS12] H. Hoffmann, R. Neugebauer und G. Spur, Hrsg. *Handbuch Umformen*. Edition Handbuch der Fertigungstechnik. München: Hanser, 2012. 769 S.
- [Hua08] L. Huang, H. Yang, M. Zhan und Y. Liu. „Analysis of splitting spinning force by the principal stress method“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 201.1 (2008), S. 267–272. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.11.181>.
- [Isi18] K. Isik. *Modelling and characterization of damage and fracture in sheet-bulk metal forming*. Unter Mitarb. von T. U. Dortmund. Dortmunder Umformtechnik Band 101. Aachen: Shaker Verlag, 2018. 152 S.
- [Jöc05] M. Jöckel. *Grundlagen des Spaltprofilierens von Blechplatinen*. Berichte aus Produktion und Umformtechnik Band 64. Aachen: Shaker, 2005. VIII, 137.

-
- [Kau13] V. Kaune. „Entstehung und Eigenschaften von UFG Gradientengefügen durch Spaltprofilieren und Spaltbiegen höherfester Stähle“. Diss. Dissertation, Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, 2013, 2013.
- [Kel96] S. Keller. *Statistisches Modell zur Ermittlung des Kraft- und Drehmomentenbedarfs bei der Fertigung von Spaltscheiben*. Siegen: Höpner und Göttert, 1996. VIII, 170.
- [KT54] O. Kienzle und H. Timmerbeil. „Herstellung und gestaltung durchgezogener enger kragen an fein-und mittelblechen“. In: *Mitteilungen der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung* (1954), S. 2–9.
- [Kle14] S. Kleditzsch. *Beitrag zur Modellierung und Simulation von Zylinderdrückwalzprozessen mit elementaren Methoden*. 2014.
- [Klo17] F. Klocke. *Fertigungsverfahren ; 4. Umformen / Fritz Klocke*. 6. Auflage. VDI-Buch. Berlin [Heidelberg]: Springer Vieweg, 2017. 576 S. doi: 10.1007/978-3-662-54714-4.
- [KK08] F. Klocke und W. König. *Fertigungsverfahren 1*. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2008. doi: 10.1007/978-3-540-35834-3.
- [Kol20] M. Kolbe. *Stanztechnik: Grundlagen - Werkzeuge - Maschinen*. 13., vollständig überarbeitete Auflage. Wiesbaden [Heidelberg]: Springer Vieweg, 2020. 407 S.
- [Lan90] K. Lange, Hrsg. *Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Band 3: Blechbearbeitung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1990. doi: 10.1007/978-3-662-10686-0.
- [Lar10] P. Larour. *Strain rate sensitivity of automotive sheet steels: influence of plastic strain, strain rate, temperature, microstructure, bake hardening and pre-strain*. Berichte aus dem Institut für Eisenhüttenkunde, IEHK, RWTH Aachen 2010,1. Aachen: Shaker, 2010. 270 S.
- [Lat66] D. Latham, D. Latham, M. Cockcroft und N. E. L. (Britain). *The effect of stress system on the workability of metals*. NEL reports. National Engineering Laboratory, 1966.
- [Leh87] T. Lehmann. „Phänomenologische Plastizitätstheorie - ihre Grundlagen und Methoden“. In: *Naturwissenschaften* 74.5 (Mai 1987), S. 225–234. doi: 10.1007/BF00424591.
- [Lob17] M. Lobers. „Charakterisierung des Fügens durch Zugeigenspannungen bei der integralen Herstellung verzweigter Blechstrukturen“. Masterarbeit. Darmstadt: TU Darmstadt, 2017.

-
- [Lov06] M. Loveday, G. Mahon, B. Roebuck, A. Lacey, E. Palmiere, C. Sellars und M. van der Winden. „Measurement of flow stress in hot plane strain compression tests“. In: *Materials at High Temperatures* 23.2 (Jan. 2006), S. 85–118. DOI: 10.1179/mht.2006.006.
- [Lud13] C. Ludwig, V. Hammen, P. Groche, V. Kaune und C. Müller. „Fertigung qualitätsoptimierter Spaltprofile durch Variation schnell änderbarer Prozessgrößen und deren Einfluss auf die Materialeigenschaften“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 44.7 (Juli 2013), S. 601–611. DOI: 10.1002/mawe.201300167.
- [LDM12] M. Luo, M. Dunand und D. Mohr. „Experiments and modeling of anisotropic aluminum extrusions under multi-axial loading – Part II: Ductile fracture“. In: *International Journal of Plasticity* 32-33 (Mai 2012), S. 36–58. DOI: 10.1016/j.ijplas.2011.11.001.
- [Mag19] J. P. Magrinho, M. B. Silva, L. Reis und P. A. F. Martins. „Formability Limits, Fractography and Fracture Toughness in Sheet Metal Forming“. In: *Materials* 12.9 (8. Mai 2019), S. 1493. DOI: 10.3390/ma12091493.
- [Man95] J. C. Mankins. „TECHNOLOGY READINESS LEVELS“. In: (1995), S. 5.
- [Mer12] M. Merklein, J. Allwood, B.-A. Behrens, A. Brosius, H. Hagenah, K. Kuzman, K. Mori, A. Tekkaya und A. Weckenmann. „Bulk forming of sheet metal“. In: *CIRP Annals* 61.2 (2012), S. 725–745. DOI: 10/f4d3h5.
- [Mon19] V. Monnerjahn. *Simultanes Umformen und Fügen im Fertigungsprozess Spaltprofilieren*. Unter Mitarb. von T. U. Darmstadt. Berichte aus Produktion und Umformtechnik Band 114. Aachen: Shaker Verlag, 2019. 152 S.
- [MLG17] V. Monnerjahn, M. Lobers und P. Groche. „Simultaneous Forming and Joining by Linear Flow Splitting - From Basic Mechanisms to the Continuous Manufacturing Line“. In: *Procedia Engineering* 207 (2017), S. 962–967. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.10.859.
- [Mül08] C. Müller, T. Bohn, E. Bruder und P. Groche. „UFG-Microstructures by Linear Flow Splitting“. In: *Materials Science Forum* 584-586 (Juni 2008), S. 68–73. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.584-586.68.
- [NS64] G. Nebe und H. Stenger. „Zur Aufnahme von Fließkurven an Stahlproben/ On the experimental determination of flow curves on steel specimens/ Au sujet de la détermination de courbes de fluage sur des Eprouvettes en acier“. In: *Materials Testing* 6.5 (1. Mai 1964), S. 157–162. DOI: 10/gn2fx2.

-
- [Neu16] M. Neuwirth, L. Ahmels, S. Schmidt, M. Hegemann, P. Groche und C. Müller. „Research on the influence of the band edge processing on the process of linear flow splitting: Untersuchung des Einflusses der Blechkantenbearbeitung auf den Spaltprofilierprozess“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 47.1 (Jan. 2016), S. 12–18. doi: 10/f3kgvn.
- [Nie16] J. Niehuesbernd, V. Monnerjahn, E. Bruder, P. Groche und C. Müller. „Improving the formability of linear flow split profiles by laser annealing: Verbesserung der Umformbarkeit von Spaltprofilen mittels Laser-Wärmebehandlung“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 47.12 (Dez. 2016), S. 1174–1181. doi: 10/f3tmjt.
- [NM21] C. V. Nielsen und P. A. Martins. „Formability“. In: *Metal Forming*. Elsevier, 2021, S. 7–107. doi: 10.1016/B978-0-323-85255-5.00006-6.
- [ÖD13] C. Özek und Z. Demir. „Investigate the Surface Roughness and Bushing Shape in Friction Drilling Of A7075-T651 and St 37 Steel“. In: 2.2 (2013), S. 11.
- [Paw67] O. Pawelski. „Über das Stauchen von Hohlzylindern und seine Eignung zur Bestimmung der Formänderungsfestigkeit dünner Bleche“. In: *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 38.6 (Juni 1967), S. 437–442. doi: 10.1002/srin.196704204.
- [Qia15] L.-Y. Qian, G. Fang, P. Zeng und Q. Wang. „Experimental and numerical investigations into the ductile fracture during the forming of flat-rolled 5083-O aluminum alloy sheet“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 220 (Juni 2015), S. 264–275. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2015.01.031.
- [QK21] H. Quach und Y.-S. Kim. „Effect of non-associated flow rule on fracture prediction of metal sheets using a novel anisotropic ductile fracture criterion“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 195 (Apr. 2021), S. 106224. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2020.106224.
- [Ram09] J. M. G. Ramsay. *Fliesslochformen und Gewindefurchen in dünne Bleche und Rohre aus Kupfer und Kupferlegierungen*. 2009.
- [Rîp17] M. I. Rîpanu, G. Nagîț, L. Slătineanu, O. Dodun und A. M. Mihalache. „Surface roughness obtained at stamping of bearing cages“. In: *MATEC Web of Conferences* 137 (2017). Hrsg. von N. Balç, S. 05006. doi: 10/gn62v9.
- [RM16] C. C. Roth und D. Mohr. „Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories“. In: *International Journal of Plasticity* 79 (Apr. 2016), S. 328–354. doi: 10.1016/j.ijplas.2015.08.004.

-
- [Rul18] F. Rullmann. *Methode zur effizienten Simulation des Spaltprofilierprozesses*. Unter Mitarb. von T. U. Darmstadt. Berichte aus Produktion und Umformtechnik Band 109. Aachen: Shaker Verlag, 2018. 181 S.
- [Rus17] M. Rusch, A. Almohallami, A. Sviridov, C. Bonk, B.-A. Behrens und M. Bambach. „Process optimization of joining by upset bulging with local heating“. In: *Proceeding of the International Conference of Global Network for Innovative Technology and AWAM International Conference in Civil Engineering (IGNITE-AICCE'17)*. Penang, Malaysia, 2017, S. 110010. doi: 10/gn6pz7.
- [Sam22] R. F. Sampaio, J. P. Pragana, I. M. Bragança, C. M. Silva und P. A. Martins. „Revisiting the fracture forming limits of bulk forming under biaxial tension“. In: *International Journal of Damage Mechanics* 31.6 (Juni 2022), S. 882–900. doi: 10.1177/10567895211072580.
- [San21] O. Sandin, P. Jonsén, D. Frómeta und D. Casellas. „Stating Failure Modelling Limitations of High Strength Sheets: Implications to Sheet Metal Forming“. In: *Materials* 14.24 (17. Dez. 2021), S. 7821. doi: 10.3390/ma14247821.
- [SH00] D. Schmoeckel und S. Hauk. „Tooling and process control for splitting of disk blanks“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 98.1 (2000), S. 65–69. doi: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00306-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00306-4).
- [Sch16] T. Schneider. *Umformtechnische Herstellung dünnwandiger Funktionsbauteile aus Feinblech durch Verfahren der Blechmassivumformung*. Unter Mitarb. von F.-A.-U. Erlangen-Nürnberg. Fertigungstechnik - Erlangen 277. Bamberg: Meisenbach GmbH Verlag, 2016. 188 S.
- [Sha63] M. Shaw. „The role of friction in deformation processing“. In: *Wear* 6.2 (März 1963), S. 140–158. doi: 10.1016/0043-1648(63)90126-1.
- [Sie22] T. Siebel. *Mit inkrementellem Umformen zur wirtschaftlichen Kleinserie*. springerprofessional.de. 1. Apr. 2022. URL: <https://www.springerprofessional.de/umformen/werkzeugmaschine/mit-inkrementellem-umformen-zur-wirtschaftlichen-kleinserie/20274158> (besucht am 19.03.2023).
- [Sie15] K. Siegert, Hrsg. *Blechumformung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015. doi: 10.1007/978-3-540-68418-3.

-
- [Sil17] C. Silva, M. Silva, L. Alves und P. Martins. „A new test for determining the mechanical and fracture behavior of materials in sheet-bulk metal forming“. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* 231.8 (Dez. 2017), S. 693–703. doi: 10.1177/1464420715616140.
- [ST95] P. M. Standring und C. Tintelecan. „Incremental Forming“. In: *9th International Cold Forging Congress*. Solihull, UK, 1995.
- [Ste05] G. Steinbeck, W. Bleck, C.-P. Bork, T. Evertz, A. Frehn und R. Masendorf. „Determination of input data for numerical design of auto body sheet steels : a joint project of the steel and automotive industries“. In: *Steel - future for the automotive industry International Conference on Steels in Cars and Trucks* (2005), S. 12.
- [Ste65] H. Stenger. *Über die Abhängigkeit des Formänderungsvermögens metallischer Stoffe vom Spannungszustand*. Unter Mitarb. von R. Aachen. Aachen, 1965.
- [Tap16] C. Taplick. *Kombiniertes Hochkant-Biegen und Spaltprofilieren*. Berichte aus Produktion und Umformtechnik Band 104. Aachen: Shaker Verlag, 2016. 172 S.
- [Tra20] H. Traphöner. „Erweiterung der Anwendungsgrenzen des ebenen Torsionsversuchs“. In: *Dortmunder Umformtechnik;110* (2020). Unter Mitarb. von T. U. Dortmund und T. U. Dortmund. Publisher: Technische Universität Dortmund. doi: 10.17877/DE290R-21865.
- [Vie15] B. Viehweger, A. Sviridov, P. Grützner, B.-A. Behrens, A. Bouguecha und A. Almohallami. „Ermittlung von Verfahrensgrenzen für das Fügen durch Knickbauchen anhand des Werkstoffes E235+N: Determination of process limits for joining by upset bulging of a thin-walled tube made of steel E235+N“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 46.8 (Aug. 2015), S. 804–812. doi: 10/f3fpkj.
- [VS15] W. Volk und J. Stahl. „Shear Cutting“. In: *CIRP Encyclopedia of Production Engineering*. Hrsg. von The International Academy for Production Engineering, L. Laperrière und G. Reinhart. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015, S. 1–9. doi: 10.1007/978-3-642-35950-7_16823-1.
- [Vuč10] D. Vučić. *Methoden zum Herstellen und Weiterverarbeiten von Spaltprofilen*. Berichte aus Produktion und Umformtechnik Band 82. Shaker, 2010.
- [Wag17] M. Wagner. *Lineare und nichtlineare FEM*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017. doi: 10.1007/978-3-658-17866-6.

-
- [YHZ10] H. Yang, L. Huang und M. Zhan. „Coupled thermo-mechanical FE simulation of the hot splitting spinning process of magnesium alloy AZ31“. In: *Computational Materials Science* 47.3 (2010), S. 857–866. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2009.11.014>.
- [Yin15] Q. Yin, C. Soyarslan, K. Isik und A. Tekkaya. „A grooved in-plane torsion test for the investigation of shear fracture in sheet materials“. In: *International Journal of Solids and Structures* 66 (Aug. 2015), S. 121–132. DOI: [10.1016/j.ijsolstr.2015.03.032](https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2015.03.032).

Abbildungsverzeichnis

2.1	Schematische Darstellung und verfahrenswirksamer Spannungszustand des rotationskinematischen Umformens von Blechronden i. A. an [Hau99]	7
2.2	Schematische Darstellung und verfahrenswirksamer Spannungszustand des Fließspaltens i. A. an [SH00]	10
2.3	Schematische Darstellung und verfahrenswirksamer Spannungszustand des Spaltprofilierens	12
2.4	Verfahren zur Herstellung von Funktionsflächen in dünnwandigen Blechstrukturen. a) Scherschneiden b) Kragenziehen c) Knickbauchen d) Fließlochformen; u : Schneidspalt, ν_z : Vorschubgeschwindigkeit in z Richtung, d_1 : Stempeldurchmesser, d_0 : Vorlochdurchmesser, u_z : Ziehspalt, h_k : Kragenhöhe	14
2.5	Prozessfenster beim Kragenziehen des Materials DC04 unter Berücksichtigung des Vorlochherstellungsprozesses [[KT54] nach [Lan90]]	17
2.6	Schematische Darstellung der gebräuchlicher Materialmodelle nach [DB10]	23
2.7	Schematische Darstellung des Flachstauchversuchs nach [Klo17]	27
2.8	Spannungszustände und Vergleichsversuche zur Bestimmung des Modified Mohr-Coulomb Versagenskriterium, i. A. a. [BW08; Che19; Sam22]	33
3.1	Schematische Darstellung des Lochwalzprozesses anhand der experimentell verwendeten Drehmaschinenkinematik und der verfahrenswirksamen Spannungen	38
3.2	Schematische Darstellung der Werkzeugkinematik zum Lochwalzen in einer Servomotorspindelpresse	40
3.3	Einflussparameter auf die Prozessparameter und das Lochwalzerzeugnis i. A. a. [Lan90]	42
3.4	Mikroskopaufnahme der Oberflächenrauheit des Lochwalzerzeugnisses bei a) gedrehter und b) kugelgestrahlter Walzwelle	43

3.5	Mikroskopaufnahme der Oberflächenrauheit in Abhängigkeit des Vorlochherstellungsprozesses (gerieben, gebohrt, gestant) und anschließendes Lochwalzen von DC04	44
3.6	a) Schliffbild der Kragengeometrie, b) Grundgefüge, c) Gefüge in der Kragenmitte, d) Gefüge im äußeren Bereichs der Umformzone	45
3.7	Simulation der Radial- und Biegesteifigkeit beim Lochwalzen für DC04 bei einer Blechdicke von 2 mm und 3 mm sowie einem Anfangsdurchmesser von 4 mm nach [Bär20**]	46
5.1	Schematische Darstellung des Prüfstands und der Messpositionen i. A. a. [Kno20*]	52
5.2	Kraft-Wegverlauf des Prüfstandes bei einem Wellendurchmesser von 8,0 mm	53
5.3	Schematische Darstellung der Temperaturmessung	54
6.1	Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Prozesskraft F_p bei DC04 unter Berücksichtigung aller Drehzahlen von 25 U/min bis 800 U/min.	56
6.2	Einfluss des Anfangsradius $r_0 = \{4,1; 5,1; 6,1\}$ mm auf die Prozesskraft F_p bei Wellendurchmesser $r_{\text{Welle}} = r_0 - 0,1$ mm	57
6.3	Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Kragenhöhe h am Beispiel DC04 $t_0 = 2$ mm, Vertrauensintervall $h = f(r \pm 0,1 \text{ mm}) \pm 0,1$ mm.	58
6.4	Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit und der Drehzahl auf die Temperatur T_p in der Umformzone	58
6.5	Einfluss der Blechdicke s_0 auf die Prozesskraft F_p bei, 0,03 mm/U	59
6.6	Einfluss der Blechdicke s_0 auf die Kragenhöhe h bei 0,1 mm/U	59
6.7	Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit und der Drehzahl auf die Temperatur T_p bei Aluminium AW5083 2,0 mm	61
6.8	Einfluss der Blechdicke auf die Kragenhöhe h bei Aluminium AW5083 50 U/min und 0,1 mm/U	62
6.9	Einfluss der Drehzahl und radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Kragenhöhe h bei Aluminium AW5083 2,0 mm Blechstärke	63
6.10	Einfluss der Drehzahl und radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Prozesskraft F_p bei Aluminium AW5083 2,0 mm Blechstärke	64
6.11	Einfluss der radialen Vorschubgeschwindigkeit auf die Prozesskraft F_p bei Aluminium AW6082 2,0 mm Blechstärke	64
7.1	Aufbau und Randbedingungen des numerischen Modells i. A. a. [Kno20*]	66
7.2	Flauchstauchversuchswerkzeug für die <i>Allround-Line</i> 100 kN der Firma <i>ZwickRoell</i>	68
7.3	Vorgehen zur Ermittlung des Reibwerts und Validierung der Fließkurve	69

7.4	Bestimmung der Fließkurve am Beispiel von 2 mm DC04 (1.0338)	71
7.5	Fließkurven DC04	73
7.6	Validierung der Fließkurve zum Material DC04	74
7.7	Fließkurve AW5083	75
7.8	Vergleich radiale Prozesskraft bei DC04 abhängig von der radialen Umformgeschwindigkeit und des Anfangsradius r_0	76
7.9	Vergleich der simulierten und experimentellen Kragenhöhe von DC04 in Abhängigkeit der Geschwindigkeit	77
7.10	Vergleich radiale Prozesskraft bei AW5083 abhängig von der radialen Umformgeschwindigkeit	78
7.11	Vergleich der simulativ und experimentell bestimmten Kragenhöhe von AW5038 in Abhängigkeit der Geschwindigkeit	79
7.12	Umformgrad und Dehnrate in Abhängigkeit von Prozessparametern	81
8.1	Idealisierte Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück	84
8.2	Wirkende Kontaktlänge zwischen Werkzeug und Werkstück in Abhängigkeit des Stempeldurchmessers und der radialen Vorschubgeschwindigkeit	86
8.3	Vergleich der relativen Kragenhöhe in Abhängigkeit der radialen Vorschubgeschwindigkeit	87
8.4	Modellbasierte Kragenhöhe DC04 und AW5083	88
8.5	Kontaktzeit zwischen Werkzeug und Werkstück in Abhängigkeit der Drehzahl und der radialen Vorschubgeschwindigkeit	90
8.6	Vergleich des simulativ ermittelten vs. mathematisch beschriebenen Umformgrads in Abhängigkeit des Vorschubs für DC04 und AW5083	91
8.7	Vergleich modellbasierter und simulativer Dehnraten	92
8.8	Vergleich der modellbasierten und experimentellen Prozesskräfte bei DC04	95
8.9	Vergleich der modellbasierten und experimentellen Prozesskräfte bei AW5083	96
9.1	Fehlerbilder des Lochwalzprozesses von rotationssymmetrischen Kragen, a) Risse am Kragenrand, b) Oberflächendelamination und Risse in der Walzoberfläche, sowie c) Symmetriefehler, d) knicken, e) ballige, und f) konische Oberflächen	98
9.2	Spannungen im Zylinderkoordinatensystem beim Lochwalzen im Vergleich zu den Hauptspannungsrichtungen sowie Lode-Winkel θ , Triaxialität η und Umformgrad φ am Beispiel von DC04 mit radialer Vorschubgeschwindigkeit 0,4 mm/U bei Innenradius 8,0 mm	100
9.3	Lode-Winkel und Triaxialität beim Lochwalzen bei 50 U/min, Auswertung 0,1 mm unterhalb des Kragenrands für Innenradius 4,3 mm (O) bis 8,0 mm (X)	102

9.4	Abhängigkeit des Lode-Winkels θ und der Triaxialität η zum Abstand der Kragenrands am Beispiel eines 2 mm DC04 Bleches bei $\nu_r = 0,2\text{mm/U}$ für Innenradius 4,3 mm (O) bis 8,0 mm (X)	103
9.5	Zeitlicher Vergleich des Lode-Winkels θ und der Triaxialität η für DC04 und AW5083	104
9.6	Vergleich des Versagensbereichs des Flachstauchversuchs von DC04 und AW5083	106
9.7	Simulative Auswertung des Lode-Winkels und der Triaxialität beim Flachstauchversuch für DC04 und AW5083	107
9.8	Vergleich des Umformgrads im Scherzugverzug vor Versagenseintritt für DC04 und AW5083	108
9.9	Simulativer lokaler Umformgrad am Kragenrand von DC04 und AW5083 bei 50 U/min im Vergleich zum maximalen Modellumformgrad φ_M und Kragenumformgrad φ_K	113
9.10	Experimenteller Risseintritt bei DC04 und AW5083	115
9.11	Mechanisches Ersatzschaltbild des Lochwalzwerkzeugs	116
9.12	Durchbiegung der Walzwelle in Abhängigkeit des Wellendurchmessers für einen experimentellen Werkzeugeingriff von $l = 7 \text{ mm}$. . .	117

Tabellenverzeichnis

2.1	Vergleich der Verfahren zur Herstellung von Funktionsflächen in dünnwandigen ebenen Strukturen.	20
2.2	Makromechanische zeitunabhängige Schädigungskriterien nach [Bre07]	31
2.3	Makromechanische zeitabhängige Schädigungskriterien i. A. an [Bre07] und [Yin15]	35
4.1	Experimenteller Versuchsplan mit vollfaktoriellem Anteil	49
5.1	Koeffizienten zur Berücksichtigung der Werkzeugsteifigkeit	53
9.1	Koeffizienten zur Approximation des Lode-Winkels θ und der Triaxialität η beim Lochwalzen am Kragenrand für die radiale Aufweitung $\Delta r_i > 0,5 \text{ mm}$	105
9.2	Experimentelle und simulative Bruchdehnung DC04, Zugversuch (ZV), Flachstauchversuch (FSV), Scherzugversuch (SZV), Erichsentest (ET)	111
9.3	Experimentelle und simulative Bruchdehnung AW5083, Zugversuch (ZV), Flachstauchversuch (FSV), Scherzugversuch (SZV), Erichsentest (ET)	111

Symbolverzeichnis

Abkürzungen

ET	Erchsentest
FEM	Finite Elemente Methode
FSV	Flachstauchversuch
MMC	Modifed Mohr-Coulomb
RMSE	Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers engl.: Root Mean Squared Error
SZV	Scherzugversuch
ZV	Zugversuch

Griechische Zeichen

α	Kontaktwinkel bzw. Biegewinkel
Δr	Radiusdifferenz
Δt	Zeitdifferenz
$\Delta \varphi$	Differenz des Umformgrads
$\dot{\varphi}$	Dehnrate
$\dot{\varphi}$	Dehnrate bzw. Umormgeschwindigkeit
$\dot{\varphi}_M$	modellbasierte Dehnrate
η	Triaxialität
μ	Reibkoeffizient

ν_0	radiale Vorschubgeschwindigkeit pro Umdrehung
ν_r	radiale Vorschubgeschwindigkeit pro Umdrehung
ν_v	radiale Vorschubgeschwindigkeit
ω	Drehzahl
σ_i	Spannung in Koordinatenrichtung i
σ_m	hydrostatische Spannung
τ	Schubspannung
θ	Lode-Winkel
φ	Umformgrad
φ_K	lokaler modellbasierter Umformgrad am Kragenrand
φ_M	modellbasierter Umformgrad

Lateinische Zeichen

$\ddot{\mathbf{u}}$	Beschleunigungsvektor
$\dot{\mathbf{u}}$	Geschwindigkeitsvektor
\mathbf{D}	Dämpfungsmatrix
\mathbf{K}	Steifigkeitsmatrix
\mathbf{M}	Massenmatrix
\mathbf{p}	Lastvektor
\mathbf{u}	Verschiebungsvektor
A_r	radial wirkende Kontaktfläche
A_y	Schnittpunkt A in y -Koordinatenrichtung
b	Kontaktlänge
b_r	analytische Kontaktbreite

c	Kalibrierwert
C_i	Gleichungskoeffizient
d	Durchmesser
d_0	Anfangsdurchmesser
d_W	Wellendurchmesser
D_i	Gleichungskoeffizient
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
F_M	Modellbasierte Prozesskraft
F_P	Prozesskraft
h	Kragenhöhe bzw. Blechdicke während der Umformung
h_0	Blechdicke im Rohzustand
h_1	Blechdicke nach der Umformung
h_m	modellbasierte Kragenhöhe
I	Flächenträgheitsmoment
k	Werkzeugnachgiebigkeit
k_f	Fließspannung
k_S	Fließspannung
l	Abstand Werkzeug-Werkstück
n	Werkzeugnachgiebigkeit sexponent
r	Aufweitradius
r_0	Anfangsradius
r_M	Radius der Messposition

r_W	Werkzeugradius
r_i	Innenradius zum diskreten Zeitpunkt i
RA	Reibanteil
s	Durchbiegung
s_0	Blechdicke
SA	Schubanteil
T	Temperatur
t_0	Blechdicke
T_{Pyr}	Pyrometertemperatur
T_{P}	Prozesstemperatur
u'_i	Rotationsfreiheitsgrad in Richtung i
u_i	Translationsfreiheitsgrad in Richtung i