

# Engen dünnwandiger Rohre mittels dornlosen Drückens

Von der Fakultät Maschinenbau  
der Technischen Universität Dortmund  
zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur  
genehmigte Dissertation

von  
Dipl.-Ing. Lukas Kwiatkowski  
aus  
Beuthen  
2012

Vorsitzende der Prüfungskommission: Jun.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Petra Kersting  
Berichter: Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya  
Prof. Dr.-Ing. Matthias Kleiner  
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Werner Homberg

Tag der mündlichen Prüfung: 13. August 2012

## Danksagung

Während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der TU Dortmund haben mich zahlreiche Personen sowohl fachlich auch als menschlich unterstützt und somit zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. All jenen sei an dieser Stelle ein herzliches *Danke* ausgesprochen.

Dies gilt in besonderem Maße den beiden Institutsleitern, Prof. A. Erman Tekkaya und Prof. Matthias Kleiner. Ihre stetige Aufforderung zum Neugierigbleiben und Querdenken und ihr Vertrauen vom ersten Tag an haben mich stets motiviert. Danken möchte ich weiterhin Prof. Werner Homberg, zum einen für die Übernahme des Zweitgutachtens, zum anderen für die kreative Zusammenarbeit während meiner Anfangszeit am IUL.

Weiterhin danke ich ganz besonders Prof. Peter Haupt für die intensiven und insbesondere lehrreichen Diskussionen im Bereich der Analytik und meinen Kollegen Koray Demir und Martin Schwane auf dem Gebiet der Prozesssimulation. Zum Gelingen der Experimente haben Matthias Brinke und Maseh Sadat als studentische Hilfskräfte sowie die Kollegen Dirk Hoffmann, Peter Runte, Andreas Herdt, Frank Volk, Werner Feurer, Ulrich Wornalkiewicz und Karl-Heinz Schübbe auf angenehme, unkomplizierte Weise beigetragen. Im Bereich der Gefügeanalyse bedanke ich mich bei Frau Ulrike Wolf auf dem Gebiet der Statistik bei Oliver Melsheimer, Simone Wenzel und Silke Straatmann.

Für die Bewältigung der täglichen Hürden gilt mein Dank den Kollegen Prof. Alexander Brosius, Dr. Michael Trompeter, Dr. Ben Khalifa, Björn Plugge, Volker Franzen, Sammer Alkas-Yonan, Sören Gies, Christian Weddeling, Peter Sieczkarek, Nina Polak, Jeanette Brandt und Paul Schmelzer. Frau Beate Ulm-Brandt danke ich für die sprachliche Korrektur der Arbeit.

Ein außerordentlich herzlicher Dank gilt Dr. Jörg Kolbe. Ohne den gemeinschaftlichen Weg wäre die Zeit am IUL nicht annähernd so unterhaltsam und mein Lebensweg um eine ganz besondere Freundschaft ärmer geblieben. Schließlich bedanke ich mich bei meiner Frau Tanja, meinen beiden Söhnen Finn und Mika sowie meinen Eltern für ihren fortwährenden Zuspruch, ihr Verständnis und die notwendigen Freiräume, die die Erstellung der Arbeit ermöglichten.

Dortmund, im August 2012

Lukas Kwiatkowski

## Abstract

In this work, the spinning process is used to reduce the diameter of thin-walled tubes. This forming process is defined as incremental necking-in. In this process, workpieces are formed locally by moving a roller tool along a predefined tool path. As this forming operation is done without any mandrel, tubular parts with nearly arbitrary contours can be manufactured.

The present work is focused on the identification and explanation of cause-and-effect principles of this flexible forming process. Therefore, process and part properties are analyzed by experiments and by numerical simulations. Effects on strains, forming forces, circumferential cracks, required process time and the waviness of the workpiece surface are explained by theoretical models. Effects of parameters on stress distribution, dimensional accuracy and undesired deformations, residual stresses, fiber flow, forming temperature and cold hardening are clarified using phenomenological explanations. Dimensionless parameters are used within all models to allow a universal application of the gained results. A final combination of all results allows a comprehensive overview of the effect of single process factors on a multiple number of target values. Consequently, the results can be used as a basis to design and to optimize this process. This is finally presented by three specific case studies.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Formelzeichen und Abkürzungen</b>	<b>v</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Kenntnisse</b>	<b>3</b>
2.1 Einordnung des inkrementellen Engens . . . . .	3
2.1.1 Drückverfahren . . . . .	3
2.1.2 Parameter bei Drückverfahren . . . . .	6
2.1.3 Wirtschaftlichkeit von Drückprozessen . . . . .	6
2.2 Umformvorgang mittels Drückverfahren . . . . .	8
2.2.1 Werkstofffluss und Fließwiderstand . . . . .	8
2.2.2 Formänderungen . . . . .	9
2.2.3 Spannungszustände . . . . .	10
2.3 Verfahrensgrenzen von Drückverfahren . . . . .	11
2.3.1 Wulstbildung . . . . .	13
2.3.2 Innere Werkstoffschädigung . . . . .	13
2.3.3 Ablösungen . . . . .	13
2.3.4 Umfangsrisse . . . . .	14
2.3.5 Längsrisse . . . . .	14
2.3.6 Faltenbildung . . . . .	15
2.3.7 Knicken und Stauchen . . . . .	15
2.4 Umformkraft und Umformleistung . . . . .	15
2.4.1 Ermittlung der Kontaktzone . . . . .	16
2.4.2 Kraftberechnung mithilfe der elementaren Plastizitätstheorie . . . . .	18
2.4.3 Kraftberechnung mithilfe der Membrantheorie . . . . .	19
2.4.4 Kraftberechnung mithilfe der Energie- und Leistungsbilanz . . . . .	20
2.4.5 Kraftberechnung mithilfe der Gleitlinienmethode . . . . .	21
2.4.6 Empirische Modellierung der Umformkräfte . . . . .	21
2.4.7 Abhängigkeiten der Prozesskräfte . . . . .	22
2.5 Bauteileigenschaften . . . . .	23

2.5.1	Aufweitung . . . . .	25
2.5.2	Wandstärke . . . . .	25
2.5.3	Oberflächenbeschaffenheit . . . . .	27
2.5.4	Kaltverfestigung . . . . .	27
2.5.5	Umformtemperatur . . . . .	28
2.6	Prozessauslegung . . . . .	28
2.6.1	Bestimmung der Werkzeugbahn . . . . .	29
2.6.2	Festlegung eines Vorschubverhältnisses . . . . .	30
2.6.3	Prozessgrößen zur Erzielung hoher Umformgrade . . . . .	30
2.7	Fazit zum erfassten Kenntnisstand . . . . .	32
<b>3</b>	<b>Zielsetzung und Vorgehensweise</b>	<b>37</b>
<b>4</b>	<b>Versuchseinrichtungen und Versuchsauswertung</b>	<b>39</b>
4.1	Bauteilspektrum . . . . .	39
4.2	Werkstückgeometrie . . . . .	39
4.3	Versuchsstand . . . . .	41
4.4	Werkzeugbahnen . . . . .	44
4.5	Werkstoffe und Halbzeuge . . . . .	45
4.6	Versuchsplanung . . . . .	46
4.7	Messwertermittlung . . . . .	48
4.8	FE-Modelle . . . . .	50
<b>5</b>	<b>Prozesseigenschaften</b>	<b>53</b>
5.1	Analyse der Kontaktzone . . . . .	53
5.1.1	Analytische Modellbildung . . . . .	53
5.1.2	Vereinfachungsansatz mittels Ellipse . . . . .	57
5.1.3	Auswertung und Vergleich . . . . .	60
5.1.4	Experimentelle Verifikation . . . . .	63
5.1.5	Weiterführende Analysen . . . . .	67
5.1.6	Fazit zur Kontaktanalyse . . . . .	78
5.2	Formänderungszustand . . . . .	79
5.2.1	Randbedingungen und Vorbetrachtung . . . . .	79
5.2.2	Modell 1 - Scherung . . . . .	81
5.2.3	Modell 2 - Streckung und Kompression . . . . .	83
5.2.4	Modellvergleich und maximale Formänderung . . . . .	85
5.2.5	Modellanwendung und Verifikation . . . . .	86

5.2.6	Formänderung bei ausschließlich radialer Zustellung . . . . .	90
5.2.7	Fazit zur Formänderung . . . . .	93
5.3	Spannungszustand . . . . .	94
5.3.1	Analyse des Spannungszustandes . . . . .	95
5.3.2	Modellbildung . . . . .	99
5.3.3	Fazit zum Spannungszustand . . . . .	101
5.4	Umformkräfte . . . . .	101
5.4.1	Kraft-Weg-Verlauf . . . . .	102
5.4.2	Signifikante Parameter . . . . .	104
5.4.3	Analytische Vorbetrachtung . . . . .	105
5.4.4	Elementare Plastizitätstheorie . . . . .	109
5.4.5	Spannungsleistung . . . . .	112
5.4.6	Fazit zum Themengebiet der Umformkräfte . . . . .	118
5.5	Versagen . . . . .	119
5.5.1	Ursache und Einflussfaktoren . . . . .	119
5.5.2	Modellbildung . . . . .	121
5.5.3	Fazit zum Werkstückversagen . . . . .	124
5.6	Prozesszeit . . . . .	124
5.6.1	Kategorisierung und Approximation . . . . .	124
5.6.2	Fazit zur Prozesszeit . . . . .	126
5.7	Zusammenfassung Kapitel 5 . . . . .	126
<b>6</b>	<b>Untersuchung der Bauteileigenschaften</b>	<b>129</b>
6.1	Maßhaltigkeit . . . . .	129
6.1.1	Innenweite . . . . .	129
6.1.2	Konuswinkel . . . . .	130
6.1.3	Einziehverhältnis . . . . .	132
6.1.4	Fazit zur Maßhaltigkeit . . . . .	133
6.2	Deformation der Bauteilgeometrie . . . . .	133
6.2.1	Ausdünnung . . . . .	134
6.2.2	Werkstoffaufwurf . . . . .	136
6.2.3	Tonnenbildung . . . . .	137
6.2.4	Fazit zum Themengebiet unerwünschter Deformationen . . . . .	138
6.3	Oberflächenbeschaffenheit . . . . .	139
6.3.1	Welligkeit . . . . .	139
6.3.2	Werkstückverfärbung . . . . .	146

6.3.3	Werkstoffablösungen . . . . .	147
6.3.4	Fazit zur Oberflächenbeschaffenheit . . . . .	148
6.4	Physikalische Größen . . . . .	148
6.4.1	Temperatur . . . . .	149
6.4.2	Kaltverfestigung . . . . .	151
6.4.3	Faserverlauf . . . . .	154
6.4.4	Eigenspannungen . . . . .	159
6.4.5	Fazit zum Themengebiet physikalischer Werkstückeigenschaften . . . . .	162
6.5	Zusammenfassung Kapitel 6 . . . . .	163
<b>7</b>	<b>Prozessauslegung</b>	<b>165</b>
7.1	Einfluss der Prozessparameter . . . . .	165
7.2	Einfluss der Werkzeugbahn . . . . .	167
7.3	Anwendung der Methoden . . . . .	167
7.4	Fallstudien . . . . .	171
7.4.1	Fallstudie 1 - Oberflächenwelligkeit . . . . .	172
7.4.2	Fallstudie 2 - Werkstückgeometrie . . . . .	176
7.4.3	Fallstudie 3 - Wandstärkenverteilung . . . . .	179
7.5	Fazit . . . . .	183
7.6	Schlussbemerkung . . . . .	183
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>185</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>187</b>
<b>A</b>	<b>Anhang - Versuchspläne</b>	<b>197</b>



# Formelzeichen und Abkürzungen

## Formelzeichen

Formelzeichen	Einheiten	Bedeutung
$b_d$	mm	Gedrückte Breite
$d$	mm	Durchmesser
$\Delta d$	mm	Durchmesserabweichung
$d_{Bohr}$	mm	Bohrerdurchmesser Eigenspannungsmessung
$d_i$	mm	Werkstückinnendurchmesser
$f$	mm/U	Vorschubverhältnis, basierend auf Werkzeuggeschwindigkeit
$f^*$	mm/U	Vorschubverhältnis, basierend auf Bahngeschwindigkeit
$f_d$	-	Vorschubrichtung
$f_{eff}$	mm/U	Effektives Vorschubverhältnis
$f_n$	mm/U	Vorschubverhältnis in Normalenrichtung zur Werkstückoberfläche
$h_f$	$\mu\text{m}$	Wellenhöhe des Faserverlaufs
$i$	mm	Radiale Werkzeugzustellung pro Pass
$i_0$	mm	Radiale Werkzeugzustellung in Werkzeugscheitelebens
$i_{max}$	mm	Maximal zulässige Werkzeugzustellung
$k_{f,0}$	MPa	Anfangsfließspannung
$k_{fm}$	MPa	Mittlere Fließspannung
$l$	mm	Länge
$l_0$	mm	Ausgangslänge Halbzeug
$l_d$	mm	Gedrückte Länge
$l_k$	mm	Bogenlänge
$l_\alpha$	mm	Gestreckte Länge eines Werkstückelements
$l_{Sekante}$	mm	Länge Sekante
$\Delta l$	mm	Längenänderung
$m$	-	Geradensteigung
$n$	U/min	Spindeldrehzahl

Formelzeichen	Einheiten	Bedeutung
$p$	MPa	Kontaktdruck
$r$	mm	Radialkoordinate
$r_a$	mm	Außenradius Werkstück nach Umformung
$r_0$	mm	Halbzeugradius
$r_1$	mm	Radius Walze 1
$r_2$	mm	Radius Walze 2
$r_m$	mm	Mittlerer Radius
$r_i$	mm	Innenradius Werkstück nach Umformung
$r_k$	mm	Radius Kreisring
$r_{Schnitt}$	mm	Radialer Schnittpunkt
$r_x$	-	Anisotropie
$\Delta r$	mm	Radiale Werkstoffverschiebung pro Umdrehung
$s$	mm	Wandstärke bzw. Blechdicke
$s_0$	mm	Ausgangswandstärke
$s_1$	mm	Resultierende Wandstärke
$s_\alpha$	mm	Wandstärke normal zur Oberfläche
$\Delta s$	mm	Wandstärkenreduktion
$\Delta s$	mm	Wandstärkenschwankung
$t$	sec	Zeit
$t_{mess}$	mm	Zustelltiefe
$v$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
$v_{Bahn}$	m/s	Bahngeschwindigkeit
$w_u$	kJ/mm <sup>3</sup>	Spezifische Arbeit
$x$	mm	Verfahrweg Drückwalze
$\Delta x$	-	Standardabweichung
$A$	%	Bruchdehnung
$A_d$	mm <sup>2</sup>	Gedrückte Fläche
$A_{d,E}$	mm <sup>2</sup>	Flächeninhalt Ellipse
$A_{d,spez}$	-	Spezifischer Flächeninhalt
$\Delta A$	mm <sup>2</sup>	Querschnittsänderung
$D_0$	mm	Halbzeugdurchmesser
$F_a$	N	Axialkraft
$F_{max}$	N	Maximalkraft
$F_r$	N	Radialkraft
$F_t$	N	Tangentialkraft

Formelzeichen	Einheiten	Bedeutung
$F_{WZ}$	N	Werkzeugkraft
$L$	mm	Abstandsmaß zwischen Drückfutter und Drückwalze
$L_0$	mm	Gesamte Ausgangslänge Flachzugprobe
$M$	Nm	Drehmoment der Maschinenspindel
$N$	-	Anzahl Umformstadien
$P$	W	Umformleistung
$R$	mm	Übergangsradius Zylinder - Konus
$R_a$	$\mu\text{m}$	Mittlere Rauheit
$R_a$	mm	Außenradius Werkstück vor Umformung
$R_{max}$	$\mu\text{m}$	Gemittelte Rauheit
$R_{DW}$	mm	Radius Drückwalze
$R_{DW,0}$	mm	Radius Drückwalze im Scheitel
$R_i$	mm	Innenradius Werkstück vor Umformung
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$T$	°Celsius	Temperatur
$V_{verdr}$	$\text{mm}^3$	Verdrängtes Volumen
$\dot{V}_k$	$\text{mm}^3/\text{s}$	Kühlmittelvolumenstrom
$W$	J	Umformarbeit
$\dot{W}$	W	Leistung
$W_{id}$	J	ideelle Umformarbeit
$W_t$	$\mu\text{m}$	Welligkeit
$\alpha$	°	Einziehwinkel
$\alpha_d$	°	Kegelwinkel Projizierdorn
$\Delta\alpha$	°	Winkeländerung Einziehwinkel
$\beta$	-	Einziehverhältnis
$\beta$	°	Umschlingung Drückwalze Querschnitt
$\gamma$	°	Drehwinkel Drückwalze
$\gamma$	°	Umschlingungswinkel Längsschnitt
$\Gamma$	-	Durchmesser Verhältnis
$\delta$	°	Werkzeugschulterwinkel
$\eta$	-	Wirkungsgrad
$\epsilon$	-	Emissionskoeffizient
$\lambda$	-	Arbeitszustellung
$\lambda_{r,max}$	-	Maximale radiale Arbeitszustellung
$\lambda$	-	Proportionalitätsfaktor

Formelzeichen	Einheiten	Bedeutung
$\mu_{Dorn}$	-	Reibung zwischen Werkstück und Dorn
$\mu_{Fuge}$	-	Reibung in der Wirkfuge
$\rho_w$	mm	Arbeitsradius Drückwalze
$\sigma_r$	MPa	Radialspannung
$\sigma_\theta$	MPa	Umfangsspannung
$\sigma_z$	MPa	Meridianspannung
$\sigma_{ES}$	MPa	Eigenspannung
$\sigma_v$	MPa	Vergleichsspannung nach v. MISES
$\varphi$	-	Umformgrad
$\varphi_z$	-	Formänderung in axialer Richtung
$\varphi_h$	-	Hauptformänderung
$\varphi_n$	-	Formänderung in Normalenrichtung
$\varphi_r$	-	Formänderung in radialer Richtung
$\varphi_\theta$	-	Formänderung in Umfangsrichtung
$\varphi_v$	-	Vergleichsformänderung
$\dot{\varphi}$	-	Formänderungsgeschwindigkeitstensor
$\Theta$	-	Einziehverhältnis
$\chi$	-	Werkzeugfaktor
$\xi$	-	Bezogene Werkzeugzustellung
$\psi$	-	Bezogener Arbeitsradius
$\psi$	°	Schwerpunktwinkel Drückwalze
$\psi_H$	°	Steigungswinkel Helix

## Abkürzungen

bidirek.	bidirektional
CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
CBR	Case Based Reasoning
CNC	Computerized Numerical Control
DMS	Dehnungsmessstreifen
Durchm.	Durchmesser
EigSpg	Eigenspannungen
Erh.	Erhöhung
ESP	Einspannung
ES	Eigenspannung
FEA	Finite-Element-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
Gl.	Gleichung
GPL	General Public License
inf.	infinitesimal
oberfl.	oberflächennah
OFAT	one factor at a time
Red.	Reduktion
RST	Reitstock
Temp.	Temperatur
unidirek.	unidirektional
Ws	Wandstärke
WzB	Werkzeugbahn
WZ	Werkzeug
Zylinderformtol.	Zylinderformtoleranz



# 1 Einleitung

In dieser Arbeit wird das Umformverfahren *Drücken* zur Durchmesserreduktion zylindrischer Halbzeuge untersucht. Das Verfahren ist bislang unter den Begriffen Einziehen, Engen, Einhalsten oder Verjüngen bekannt. In der vorliegenden Arbeit wird der Begriff *inkrementelles Engen* verwendet.

Bei den nachfolgenden Untersuchungen werden insbesondere unterschiedliche Prozessgrößen sowohl in ihrer Wirkung auf den Umformvorgang als auch auf die resultierenden Bauteileigenschaften analysiert. Das Verständnis über das Zusammenspiel zwischen Prozess- und Zielgrößen ist eine Grundvoraussetzung für die Beherrschung eines Fertigungsverfahrens. Die Tragweite dieser notwendigen Kenntnis erhöht sich beim Einsatz von Umformverfahren mit kinematischer Gestalterzeugung, zu denen auch das Drücken gehört. Innerhalb dieser Prozesse entsteht die geforderte Bauteilkontur durch das Verfahren des Formwerkzeugs entlang einer vorgegebenen Werkzeugbahn. Somit entscheidet die Prozesseinstellung nicht nur über die erzielte Bauteilqualität, sondern auch über die resultierende Werkstückkontur. Dabei erweist sich die Variation einer Prozessgröße im Allgemeinen auf eine Vielzahl von Zielgrößen als einflussgebend. Zusätzlich ist bei Drückverfahren die Anzahl an Prozessgrößen vergleichsweise hoch. Beide Aspekte widersprechen einer einfach zu überschauenden Prozessauslegung. Folglich ergibt sich bei Drückverfahren folgendes Dilemma: Die Bereitstellung einer Prozessbeschreibung ist durch die hohe Anzahl an zu berücksichtigenden Prozessgrößen erschwert. Die Notwendigkeit einer fundierten Prozessbeschreibung wird allerdings gerade deswegen umso wichtiger, damit trotz der hohen Anzahl an Prozessgrößen qualitativ hochwertige Produkte gefertigt werden können.

Die Formgebung findet bei Drückverfahren bzw. beim Engen in der Regel durch Abbildung des Halbzeugs auf einen Dorn statt. Ein Verzicht auf ein solches Innenwerkzeug ist zwar möglich, wird aber lediglich in seltenen Fällen angewendet. Dabei zeichnet sich diese Verfahrensvariante durch eine hohe Flexibilität und durch geringe Werkzeugkosten aus. Dies wird durch die Fertigung von Bauteilen mit Hinterschnitten hervorgehoben [1]. Einige Beispielbauteile sind in Abbildung 1.1 a) dargestellt. Konventionell ist hierbei die Verwendung schwer automatisierbarer [2], segmentierter, geteilter oder gar ausschmelzbarer Dorne notwendig, um die Entnahme des Werkzeugs nach dem Umformvorgang zu gewährleisten [3]. Alternativ erfolgt die Herstellung durch zwei am Werkstückende eingehalste Bauteile, die in einem nachfolgenden

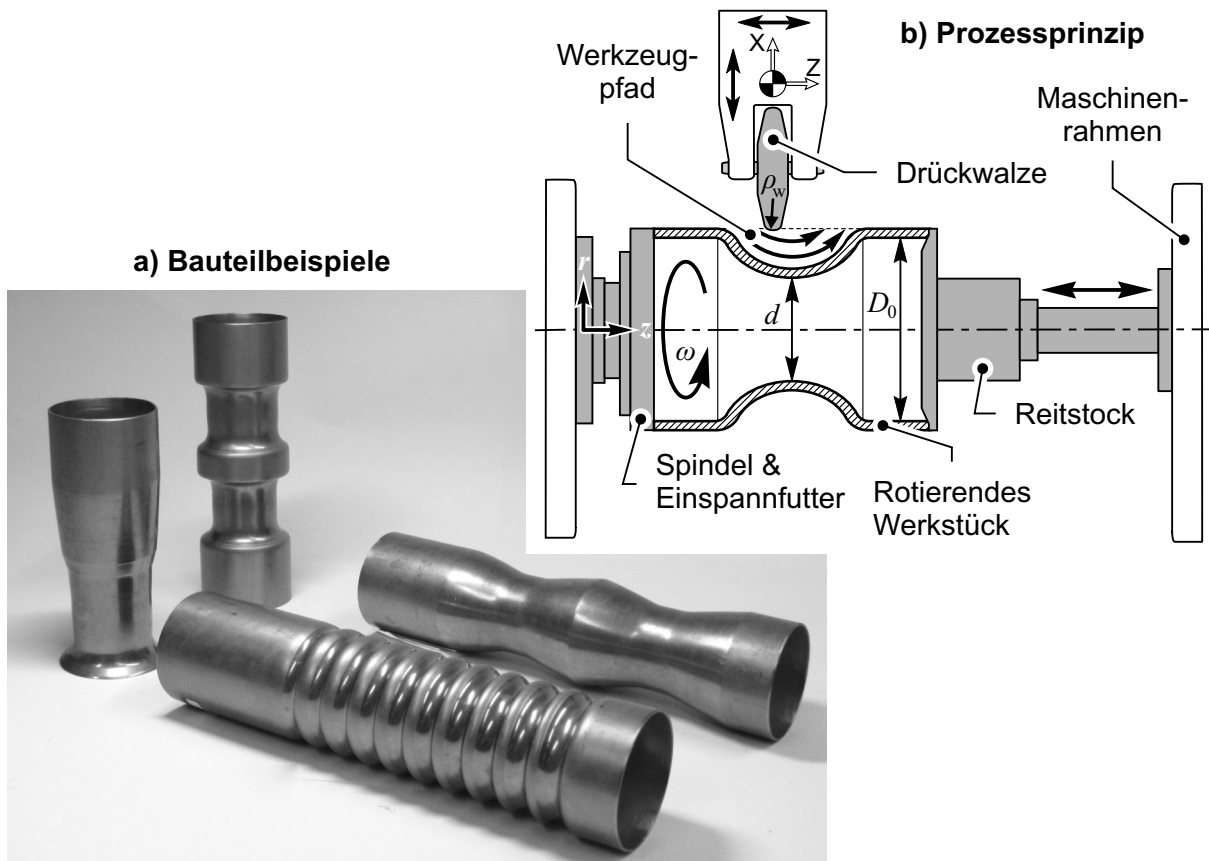


Abbildung 1.1: Inkrementelles Engen: a) Mögliche Bauteilgeometrien b) Umformprozess

Schweißprozess miteinander verbunden werden müssen. Bislang ungeklärte Prozesszusammenhänge sorgen jedoch dafür, dass zum einen die Auslegung des inkrementellen Engens nahezu ausschließlich auf dem Erfahrungswissen des Maschinenbedieners basiert. Zum anderen weisen die gefertigten Werkstück geringe geometrische Genauigkeiten auf [3].

In der vorliegenden Arbeit wird das in Abbildung 1.1 b) dargestellte Verfahren zum Engen dünnwandiger Rohre mittels Drücken thematisiert. Dabei wird stets auf einen konturgebenden Dorn verzichtet. Bei dem Verfahren wird das Werkstück in einem Spannfutter fixiert und in Rotation versetzt. Zur Abstützung des Werkstücks kann optional ein Reitstock verwendet werden. Als Umformwerkzeug wird eine nicht angetriebene Drückwalze verwendet. Die Bewegung der Drückwalze in der XZ-Ebene wird durch einen CNC-gesteuerten Werkzeugpfad vorgegeben. Durch die radiale Zustellung der Drückwalze wird das Werkstück im Durchmesser reduziert. Eine überlagerte Bewegung entlang der Werkstücklängsachse führt letztendlich zu einer gewünschten Konturierung des Werkstücks. Die Umformung des Werkstücks findet meist innerhalb mehrerer Umformstadien statt. Die erzielte Durchmesserreduktion wird durch das Einziehverhältnis  $\Theta = D_0/d$  beschrieben.



## 2 Stand der Kenntnisse

Bei der Recherche des Themenkreises *Drückverfahren* wurden nahezu 700 internationale Literaturstellen analysiert. Nur sehr wenige Dokumentationen behandeln die hier fokussierte Verfahrensvariante zum Engen von Rohren. Daher werden in überwiegenderem Maße Ergebnisse zu den systemverwandten Verfahren des Formdrückens und des Drückwalzens aufgezeigt, in der Absicht, Informationen auf das Engen übertragen zu können. Auf eine Erläuterung des Prozessablaufes bei den Verfahren Formdrücken und Drückwalzen wird jedoch verzichtet und auf weiterführende Literatur verwiesen, z.B. [4]. Aufgrund der geringen Bekanntheit des inkrementellen Engens wird zunächst auf die technologische Einordnung des Verfahrens eingegangen, bevor eine Auseinandersetzung unter wissenschaftlichen Aspekten erfolgt.

### 2.1 Einordnung des inkrementellen Engens

In Konkurrenz zum inkrementellen Engen sind derzeit matrizenbasierte und magnetfeldbasierte Verfahren in der Anwendung. Ebenso ist der Einsatz von beweglichen Werkzeugbacken bekannt. Eine Systematisierung der Verfahren nach dem Grad der Werkzeugbindung ist der Abbildung 2.1 zu entnehmen. Aufgrund der kinematischen Gestalterzeugung in Kombination mit universell nutzbaren Formwerkzeugen und des Verzichts auf einen konturgebenden Dorn ist die Werkzeugbindung beim inkrementellen Engen vergleichsweise gering. Weiterführende Informationen zur matrizengebundenen Formgebung sind in [5], [6] und [7], zum Verfahren des backenbasierten Rundknetens und Krimpens in [8] und [9] und zur magnetfeldbasierten Konturierung in [10] und [11] aufgeführt. Verfahren solcher Art finden Anwendung in unterschiedlichsten Bereichen, z.B. bei der Fertigung von Tragwerkstrukturen und Antriebssträngen, im Triebwerksbau, Anlagenbau bis hin zu Haushaltsgeräten.

#### 2.1.1 Drückverfahren

Das Engen wird zur Verfahrensgruppe der Drückverfahren gezählt, Abbildung 2.2. Zu dieser Verfahrensgruppe gehören das Formdrücken nach DIN 8584 [12] sowie das Drückwalzen

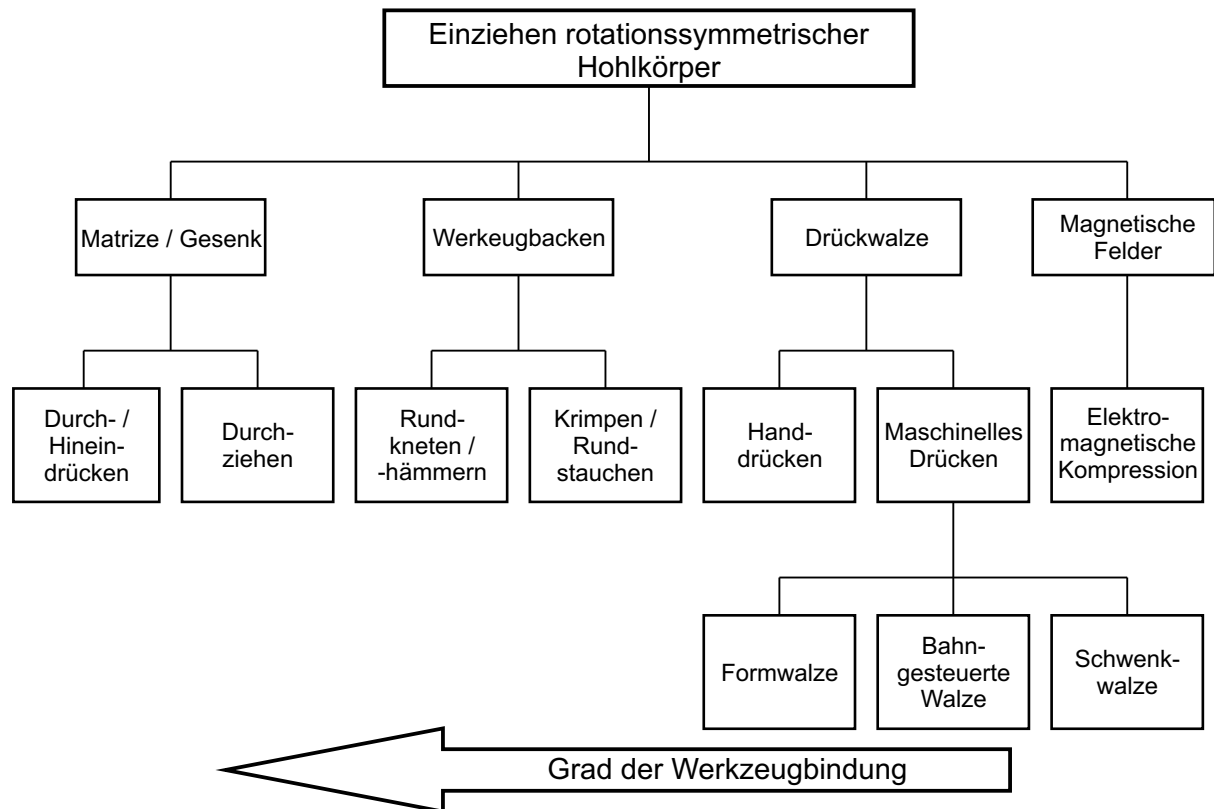


Abbildung 2.1: Umformverfahren zur Durchmesserreduktion, in Anlehnung an [2]

und das Projizieren nach DIN 8583 [9]. Unter technologischen Gesichtspunkten werden hierdurch Blech- und Massivumformprozesse in einer Verfahrensgruppe miteinander vereint. Das Formdrücken und das Projizieren eignen sich zur Herstellung von Hohlkörpern aus ebenen oder vorgeformten Blechzuschnitten. Eine Formgebung zylindrischer Halbzeuge ist mithilfe des Drückwalzens möglich. Der in dieser Arbeit untersuchte Umformprozess wird zwar dem Teilgebiet der Blechumformung zugeordnet, es werden jedoch zylindrische Halbzeuge umgeformt. Im Allgemeinen zeichnen sich Drückverfahren durch eine hohe Geometrieflexibilität, [13] und [14], durch hohe Umformgrade sowie durch eine qualitativ hochwertige Oberflächenbeschaffenheit der hergestellten Bauteile aus [15]. Des Weiteren erlauben vergleichsweise geringe Umformkräfte den Einsatz kleiner, meist kostengünstiger Maschinen. Das macht sie insbesondere für kleine Losgrößen interessant [16] oder aber für die Fertigung besonders großer Werkstücke [17]. Die Fertigung komplexer Bauteile erfolgt häufig durch eine Kombination von Drück- und Drückwalzverfahren. Weiterführende, sich gegenseitig ergänzende Informationen zur Technologie der Drückverfahren sind den Arbeiten [4], [18], [19] und [20] zu entnehmen.

In weiterer Beschreibung der DIN 8584 wird eine Bearbeitung des Rohrendes als Einhalsen oder Einziehen, die Durchmesserreduktion an einer beliebigen Position als Engen bezeichnet,

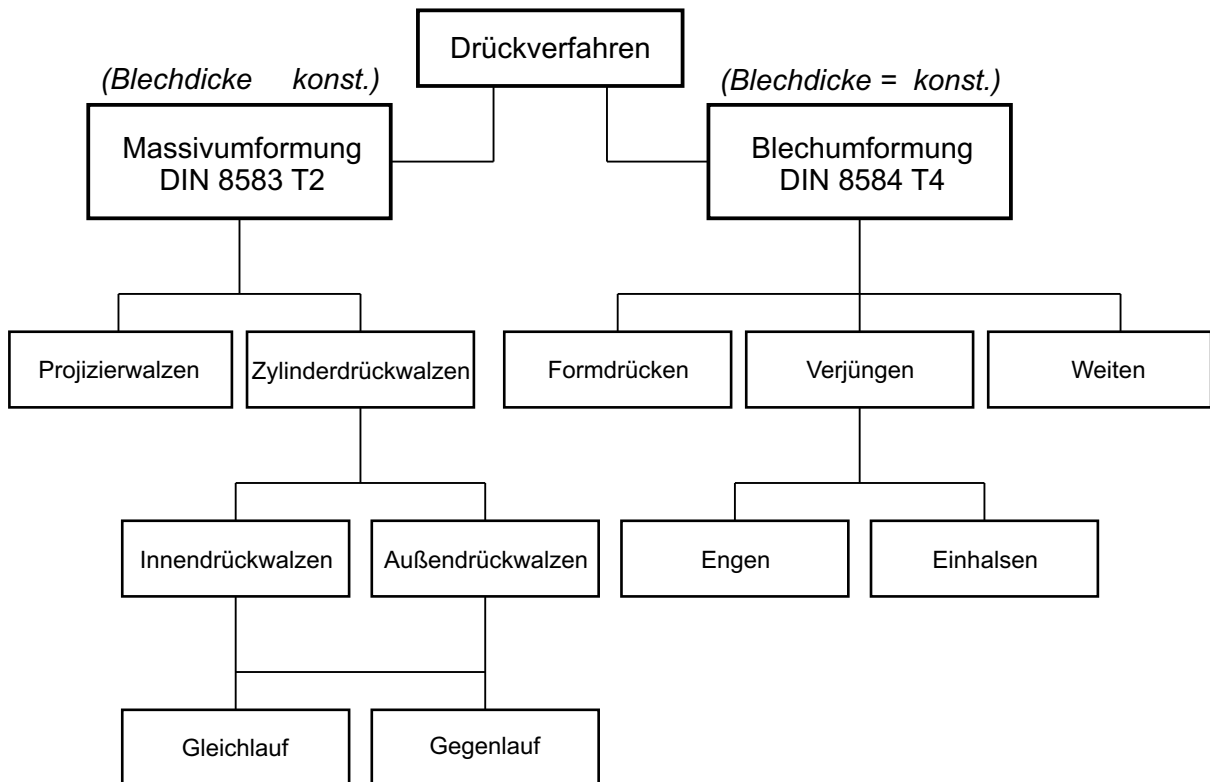


Abbildung 2.2: Unterteilung der Drückverfahren in Anlehnung an [4]

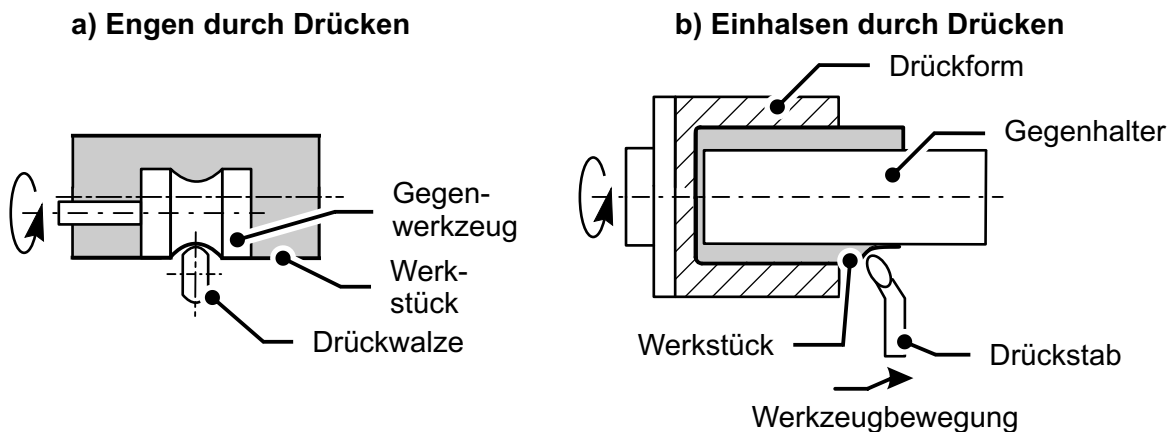


Abbildung 2.3: DIN 8584 - Teil 4

Abbildung 2.3. Allerdings setzen die aufgeführten Verfahren stets die Verwendung eines Dorns voraus. Anwendung finden derartige Verfahren bei kleinen bis mittleren Losgrößen [21].

Eine Formgebung ohne Dorn findet bei der Herstellung von Gasdruckbehältern statt [22]. In [23] werden hierzu individuelle Form- oder Backenwerkzeuge auf Schwenkmaschinen in Kombination mit einer Warmumformung aufgezeigt. Eine exemplarische Schilderung der Fertigungs-

abläufe ist in [24] illustriert. Eine solche Verfahrensvariante wird in dieser Arbeit jedoch nicht berücksichtigt.

Neben der Norm ist das Engen von einer Vielzahl technologischer Varianten geprägt, welche sich in der Verfahrensdurchführung oder der Art der verwendeten Maschine bzw. Werkzeuge unterscheiden. Verschiedene Weiterentwicklungen werden in den Arbeiten [20], [2], [25] und [26] beleuchtet. Neuartige Varianten sind z.B. das exzentrische Einziehen [27], das Reibdrücken [28] oder das asymmetrische Drücken [29].

### 2.1.2 Parameter bei Drückverfahren

Alle Drückverfahren zeichnen sich durch eine Vielzahl an Parametern aus. Eine Aufteilung in unterschiedliche Kategorien ist in Abbildung 2.4 zusammenfassend dargestellt.

Bisherige Untersuchungen von Drückverfahren sind vielfach durch ein Studieren von Verfahrensgrößen in ihrer Auswirkung auf wenige Zielgrößen des Prozesses gekennzeichnet, wie beispielsweise die Umformkräfte. In der Regel werden dabei nur Parametervariationen vorgenommen, die eine Änderung eines einzigen Parameters vorsehen. Diese Vorgehensweise wird als Gauß- oder one factor at a time (OFAT)-Methode bezeichnet. Demgegenüber findet die gleichzeitige Variation mehrerer Parameter mit der Absicht der Untersuchung von Wechselwirkungen nur selten Berücksichtigung. Dabei wurde die Notwendigkeit einer solchen Untersuchung bereits in [30] erkannt, jedoch nicht weiter spezifiziert. Erst in [31] sind erste empirische Untersuchungen des Drückwalzens unter Berücksichtigung von Wechselwirkungen durchgeführt worden. Einen konstanten Fertigteildurchmesser  $d$  erreichte der Autor durch gleichzeitiges Einstellen des Vorschubverhältnisses  $f$  und der Wandstärkenreduktion  $\Delta s$ . Basierend auf statistischen Methoden widmeten sich Wissenschaftler erstmals der Betrachtung einer Vielzahl von Einfluss- und Zielgrößen bei den Verfahren Projizieren und Formdrücken, [32] und [33]. Die Untersuchungen erbrachten die Notwendigkeit einer Mehrzahl gleichzeitig zu betrachtender Wechselwirkungen der Parameter. Bei der Untersuchung des Fließspaltens, einer Verfahrensvariante des Drückwalzens, wurden in [34] sogar signifikantere Wechselwirkungs- als Haupteffekte aufgezeigt.

### 2.1.3 Wirtschaftlichkeit von Drückprozessen

Trotz der großen Parameteranzahl ist ein wirtschaftlicher Einsatz von Drückverfahren zu gewährleisten. In [35] wird dies bei kleinen Losgrößen als gerechtfertigt angesehen, wobei in

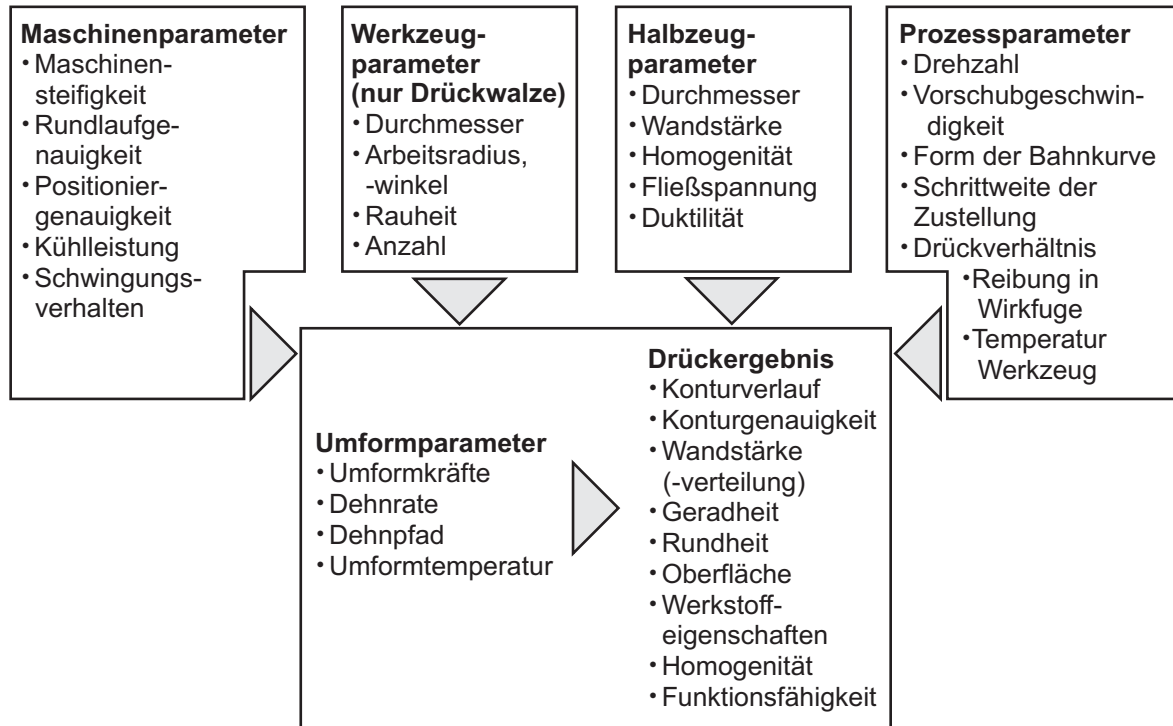


Abbildung 2.4: Parameter bei Drückverfahren, insbesondere beim inkrementellen Engen, in Anlehnung an [4]

Einzelfällen, insbesondere bei konischen oder kegeligen Mantelgeometrien, auch hohe Stückzahlen wirtschaftlich hergestellt werden können. Im Vergleich zum Tiefziehen erweist sich der Einsatz der Drückwalztechnologie insbesondere bei der Fertigung dünnwandiger Bauteile mit großer Napftiefe als überlegen. Weitere wirtschaftliche Bewertungen des Drückwalzverfahrens sind in [36] aufgeführt. Demnach sind für eine kostenreduzierte Fertigung Vorschubverhältnis  $f$ , Wanddickenreduktion  $\Delta s$  und Fließspannung  $k_f$  zu maximieren. Diese Maßnahmen führen allerdings zu hohen Umformleistungen. Nach [37] hat insbesondere die Vergrößerung der Werkzeugradien  $\rho_w$  und  $R_{DW}$  großes wirtschaftliches Potenzial. Die benötigte Umformleistung werde hierbei nur geringfügig beeinflusst.

Eine weitere Methode zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit ist der Einsatz mehrerer simultaner Umformzonen, z.B. durch Verwendung einer Stufenwalze [38], oder durch den Einsatz von Kugelwerkzeugen, welche in größerer Anzahl um das Werkstück angeordnet werden [39]. Mithilfe letztgenannter Methode sind jedoch i.d.R. kleinere Walzenradien  $R_{DW}$  verbunden. Eine Möglichkeit zur Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit  $f$  liegt nach [40] in der Schrägstellung der Drückrollen. Bei dieser Werkzeuganordnung konnte ein reduzierter Kraftbedarf festgestellt werden. Konkrete Angaben zu üblichen Fertigungszeiten beim Einziehen werden einzig in [3] genannt. Diese belaufen sich unter Verwendung automatisierter Maschinen auf ein bis zwei

Parameter (vergrößert sich)	Wirtschaftlichkeit
Vorschubverhältnis $f$	↑
Drückwalzenradius $R_{DW}$	W
Arbeitsradius $\rho_w$	↑
Wandstärke $s_0$	↑
Wandstärkenabnahme $\Delta s$	↑
Fließspannung $k_f$	↑

↑: Verbesserung, W: Widerspruch

Tabelle 2.1: Einfluss der Verfahrensbedingungen auf die Wirtschaftlichkeit

Minuten pro Werkstück. Eine zusammenfassende, qualitative Übersicht der Einflussfaktoren wird in Tabelle 2.1 wiedergegeben.

## 2.2 Umformvorgang mittels Drückverfahren

Eine besondere Charakteristik von Drückverfahren ist die Formgebung mithilfe eines lokal beschränkten Werkzeugeingriffs. Die Werkstückkontur selbst entsteht durch die Bewegung der Kontaktzone entlang einer festzulegenden Werkzeugbahn. Bislang dokumentierte Effekte der lokalen Umformung auf den *Werkstofffluss*, die *Formänderungen* und den *Spannungszustand* werden im folgenden Kapitel vorgestellt.

### 2.2.1 Werkstofffluss und Fließwiderstand

Über die Vorstellung, dass der lokal begrenzten Belastung bei Drückverfahren auch eine lokal begrenzte Plastifizierung folgt, wurde bereits in den 1950er-Jahren berichtet, [41] und [42]. In [43] wurde dieser Zustand beim *Formdrücken* mittels der Finite-Element-Analyse (FEA) nachgewiesen.

Darauf aufbauend wurde in [44] zum *Drückwalzen* postuliert, dass ein inhomogener Werkstofffluss über der Blechdicke mit ausgeprägter Schubumformung vorliegt, Abbildung 2.5. Zur Deutung des Fließverhaltens wurde der Begriff des *Streckungswiderstandes* eingeführt. Dieser bezeichnet den Fließwiderstand des augenblicklich nicht erfassten Werkstoffs, welcher dem Abfließen des wiederum plastifizierten Werkstoffs entgegenwirkt. Der axiale Werkstofffluss wurde als bevorzugte Fließrichtung angegeben. In [45] wurde die These um die Reibungsverhältnisse



Abbildung 2.5: Scherung des Werkstoffes über der Blechdicke beim Drückwalzen nach [39]

in den Wirkfugen zwischen Werkstück und Werkzeug sowie zwischen Werkstück und Dorn erweitert, welche zu einer Erhöhung von Streckungswiderstand bzw. Schubumformung führen. Der direkte Nachweis einer Scherung über der Wandstärke gelang in [39] durch Einbetten von Kupferstiften. Der Autor in [46] berichtete über die Möglichkeit eines dreidimensionalen Werkstoffflusses in der Umformzone beim Drückwalzen. Dabei führt die tangentielle Komponente des Werkstoffflusses zu einer unerwünschten Durchmesseraufweitung des Werkstücks [31]. Ein Modell zur Beeinflussung der Fließrichtung wurde in [47] präsentiert und auf die Kontaktzonengeometrie zwischen Werkzeug und Werkstück zurückgeführt. Die Auswirkungen des lokalen Werkstoffflusses äußern sich nach [48] in einem welligen Werkstoffgefüge.

Beim *Engen* wurde aufgrund einer beobachteten Werkstücklängung ebenfalls auf einen axialen Werkstofffluss geschlossen [49]. Aufgrund des reduzierten Fließwiderstandes ist an Bauteilrändern eine größere Längung zu erwarten [50].

### 2.2.2 Formänderungen

Beim *Formdrücken* wird i.d.R. die Formänderung in Blechdickenrichtung  $\varphi_s$  vernachlässigt [41]. Erste Versuche zur Beschreibung der Formänderungen auf analytischem Wege wurden in [51] durchgeführt. Die numerische Verifikation erbrachte allerdings, entgegen der analytischen Formulierung und der zuvor erwähnten allgemeinen Annahme, negative Formänderungen  $\varphi_s$  in Blechdickenrichtung. Anhand einer Vorzeichenänderung von  $\varphi_r$  entlang der Wandstärke wurde eine überlagerte Biegung vermutet. In einer weiteren Studie wurden neben der Umformzone ebenfalls hohe lokale Formänderungen im Einspannbereich festgestellt [43]. Allerdings wurde in [46] postuliert, dass möglicherweise eine Änderung des Deformationszustandes bei zunehmendem Prozessfortschritt zu erwarten sei. Weitere Details wurden jedoch nicht genannt. Eine zunächst vermutete Analogie der Formänderungszustände beim Tiefziehen und beim Formdrücken wurde in [52] auf der Grundlage eines numerischen Vergleichs ausgeschlossen.

Beim *Projizieren* wurde die Scherung als maßgeblicher Deformationszustand in [53] analytisch beschrieben und experimentell nachgewiesen. In [54] wurde diese Formänderung dem Verschieben eines Kartenstapels gleichgesetzt. Weitere Untersuchungen ergaben, dass zur genaueren Beschreibung der Formänderung diese Scherung um eine überlagerte Biegung zu erweitern sei. In [55] und [56] wurde dieser Zustand auf unterschiedliche Weise berücksichtigt. Die Vorstellung einer dominierende Scherdeformation blieb jedoch weiterhin erhalten.

Beim *Drückwalzen* wurde der Formänderungszustand derart vereinfacht, dass tangentielle Formänderungen  $\varphi_t$  vernachlässigt worden sind [44]. Diese Annahme wurde in [57] mithilfe der Umformung von Wachs experimentell verifiziert.

Zum *Engen* sind erste Hinweise zur Formänderung in [58] aufgeführt. Hierbei wurde insgesamt eine positive Formänderung der Wandstärke  $\varphi_s$  festgestellt. Bei gleichzeitiger Zunahme der axialen Formänderung  $\varphi_z$  fällt diese jedoch geringer aus.

### 2.2.3 Spannungszustände

Unter der Annahme eines ebenen Spannungszustandes wurde in [41] der Spannungsverlauf im freien Rondenrand beim *Formdrücken* formuliert. Dabei ging der Autor von einer axialsymmetrischen Spannungsverteilung wie beim Tiefziehen von Näpfen aus. Im weiteren Verlauf der Entwicklung hat sich eine Unterteilung des Prozessablaufes zur Charakterisierung der Spannung etabliert [4]. Bei einer Werkzeugbewegung in Richtung des Rondenrandes wurden Zugspannungen, bei einer Bewegung in Richtung des Dorns Druckspannungen in radialer Richtung  $\sigma_r$  angenommen. In beiden Fällen wurden aufgrund der Durchmesserreduktion tangentielle Druckspannungen  $\sigma_t$  vorausgesetzt. Wie in [59] publiziert, sind die reellen Spannungsverhältnisse allerdings weitaus komplexer und unterliegen auch dynamischen Einflüssen. Abbildung 2.6 a) vermittelt einen Eindruck über den Spannungszustand bei einer Werkzeugbewegung zum Rondenrand als Ergebnis einer FEA [33]. Neben zwei spannungsfreien Zonen wird hierbei auch ein Fließen des Werkstücks im Einspannungsbereich aufgezeigt.

Bei der Formulierung der Spannungszustände beim *Drückwalzen* muss nach [55] zwischen Gleichlauf- und Gegenlaufdrückwalzen unterschieden werden. Während beim Gleichlauf grundsätzlich von Zugspannungen hinter der Drückwalze auszugehen ist, ist dieser Bereich beim Gegenlaufverfahren in der Regel spannungsfrei. Vor dem Walzwerkzeug sei in Vorschubrichtung ein Druckspannungszustand anzunehmen. In der schematischen Abbildung 2.6 b) wurde die Umformzone in zwei prinzipielle Bereiche unterteilt [60]. Kennzeichen des direkten Eingriffbereichs der Drückwalze - primäre Zone - ist ein dreiachsiger Druckspannungszustand.



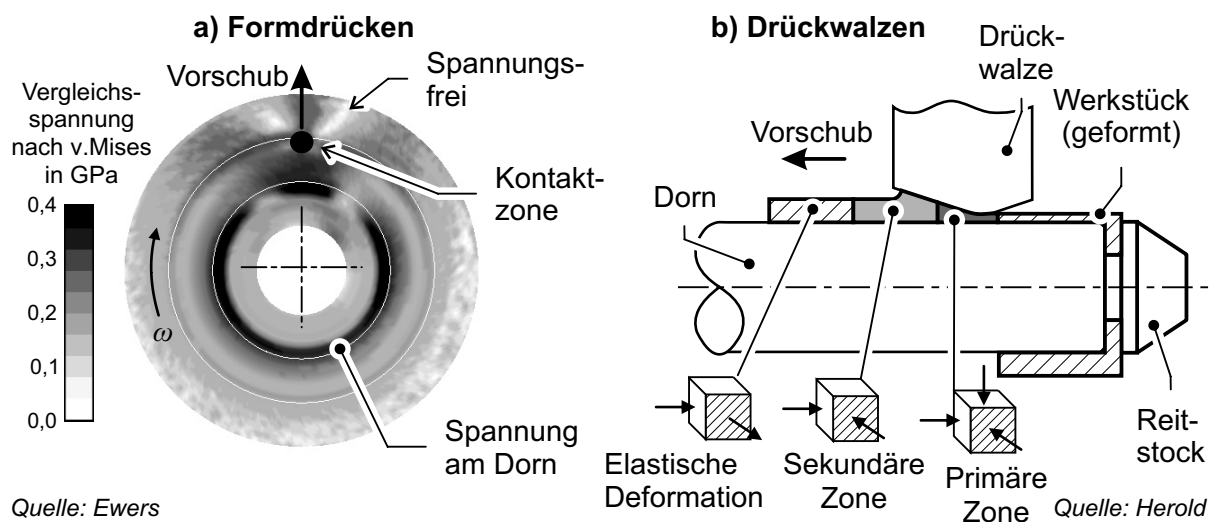


Abbildung 2.6: Spannungszustände bei Drückverfahren: a) nach [33] b) nach [60]

Der plastifizierte Bereich vor der Drückwalze - sekundäre Zone - geht i.d.R. mit einer Wulstbildung einher. Nach Meinung der Autoren liegt hier ein ebener Druckspannungszustand vor.

Ohne direkten Nachweis wurden in [2] beim *Einziehen* von Rohrenden gleichartige Spannungszustände wie beim Formdrücken postuliert. Der Autor vermutete allerdings eine örtliche und zeitliche Variation des Spannungszustandes. Diese Komplexität wurde in [27] mithilfe einer FEA untermauert. In [61] wurde vermutet, dass der Spannungszustand beim Einziehen von der gewählten Werkzeugtrajektorie beeinflusst wird.

Untersuchungen der *Eigenspannungen* gedrückter Bauteile nach einer Drückstufe sind in [62] aufgeführt. Hierbei wurden unterschiedliche Vorzeichen auf den gegenüberliegenden Werkstückoberflächen beobachtet, wobei auf der werkzeugzugewandten Seite eine biaxiale Zugspannung dokumentiert worden ist. Die Änderung der Eigenspannungen in weiteren Drückstufen ist bislang jedoch weiterhin unbekannt [63].

## 2.3 Verfahrensgrenzen von Drückverfahren

Zu Drückverfahren wurden vielfältige Versagenserscheinungen dokumentiert, Abbildung 2.7. Die Berücksichtigung von Versagensfällen bei der Beschreibung von Prozessfenstern basiert dabei stets auf experimentellen Befunden.

Die Ausbildung einer *Wulst*, häufig in Kombination mit einem *Anstauchen*, die *innere Schädigung* und *oberflächliche Ablösungen* sind als Versagen beim Drückwalzen beschrieben worden. *Falten* und *Längsrisse* wurden beim Formdrücken genannt, wobei *Umfangsrisse* bei beiden

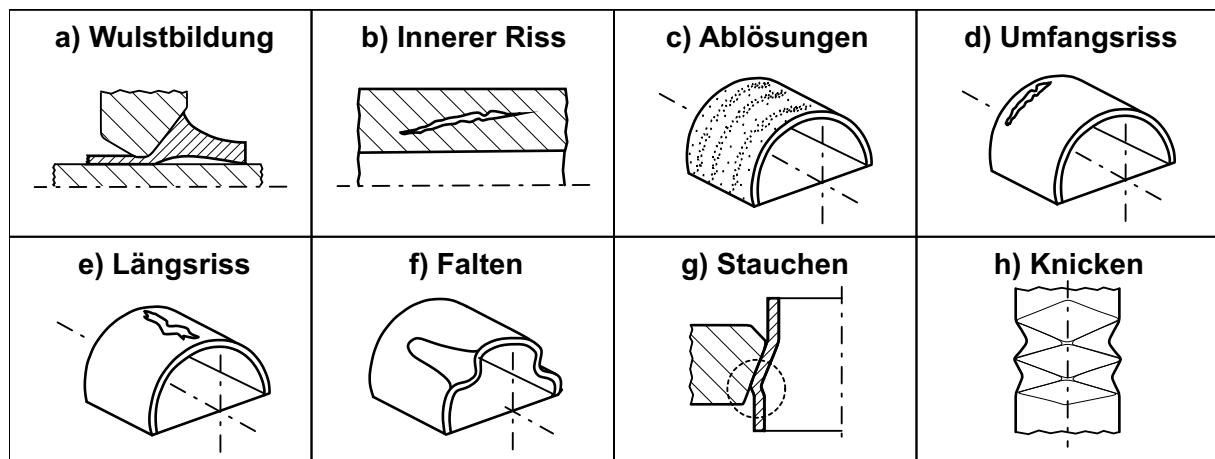


Abbildung 2.7: Mögliche Versagenserscheinungen beim Drücken zylindrischer Halbzeuge

Parameter (vergrößert sich)	Längs- risse	Umfangs- risse	Falten	Ablö- sungen	Wulst- dicke
Vorschubgeschwindigkeit $v$	↓	↑	↓	↑	↑
Drehzahl $n$	k.A.	k.A.	↑	k.A.	k.A.
Drückwalzenradius $R_{DW}$	↑	↓	k.A.	↓	↓
Arbeitsradius $\rho_w$	W	↓	W	W	↓
Halbzeugdurchm. $D_0$	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	↑
Drückverhältnis $\Theta$	↑	↑	↑	k.A.	W
Wandstärke $s$	k.A.	↓	↓	k.A.	W
Wandstärkenabnahme $\Delta s$	↑	k.A.	k.A.	↑	W
Fließspannung $k_f$	↑	k.A.	↑	k.A.	W
Bruchdehnung $A$	k.A.	↓	k.A.	k.A.	k.A.
Reibung am Dorn $\mu_{Dorn}$	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	↓
Reibung Wirkfuge $\mu_{Fuge}$	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	↑

↑: Verbesserung, ↓: Verschlechterung, k.A.: keine Angabe verfügbar, W: Widerspruch

Tabelle 2.2: Einfluss der Verfahrensbedingungen auf das Versagen

Verfahrensarten bekannt sind. Das *Knicken* zylindrischer Halbzeuge wurde im Zuge einer matrixbasierten Formgebung dokumentiert. Im Folgenden wird auf bislang festgestellte parameterabhängige Effekte eingegangen, Tabelle 2.2.

### 2.3.1 Wulstbildung

Nach den Aussagen in [22] beschränkt die Wulstbildung die Eignung einer konventionellen Drückwalztechnologie zur Reduktion des Bauteildurchmessers. Die Autoren in [47] beschrieben die Wulst beim *Drückwalzen* als Folge eines instabilen Zustandes zwischen zwei Energiezuständen. Dagegen wurde in [44] die Behinderung des axialen Werkstoffflusses als Ursache der Wulstbildung formuliert. Dies wurde in [57] dahingegen bestätigt, indem von einer minimal erforderlichen Wandstärkenreduktion  $\Delta s$  berichtet worden ist, um der Vorstellung nach einen größeren Werkstoffbereich zu plastifizieren und somit eine Wulstbildung zu reduzieren. Ebenso wurde in [64] eine größere Ausprägung der Wulst im Gegenlaufverfahren beobachtet, bei dem der axiale Werkstofffluss durch die stirnseitige Einspannungsvorrichtung unterbunden wird. Ein experimentell erstelltes Prozessfenster zur Vermeidung einer Wulstbildung wurde in [65] erarbeitet. Die in [44], [36], [39], [66] als auch in [47] dokumentierten Einflussfaktoren auf die Höhe der Wulstbildung sind allerdings z.T. widersprüchlich und lassen somit insgesamt keine übertragbaren Zusammenhänge erkennen, Tabelle 2.2. In [67] wurde eine hohe Affinität zur Wulstbildung insbesondere bei weichen Werkstoffen aufgezeigt. Bei Kohlenstoffstählen sollte der C-Gehalt größer sein als 0,1 %, um einen Drückwalzvorgang generell zu ermöglichen. Die Wulstbildung wurde auch beim *Einziehvorgang* beobachtet. Nach [2] führen zunehmende Einziehverhältnisse  $\Theta$  zu einer Vergrößerung der Wulst.

### 2.3.2 Innere Werkstoffschädigung

Als Ergebnis mikroskopischer Untersuchungen wurde in [48] von Rissen im Werkstückinneren als Folge einer unsachgemäßen Abstimmung der Parameter Vorschubverhältnis, Drückwalzengeometrie und Walzenabstand beim *Drückwalzen* berichtet. Da drückgewalzte Werkstücke in der Regel ein wellenförmiges Gefüge aufweisen, führte eine nicht synchronisierte Einstellung der genannten Parameter zu einem Aufeinandertreffen eines Wellenberges auf ein Wellental aus dem vorangegangenen Umformstadium. Nach Meinung des Autors führen die erzeugten Interferenzmuster im Gefüge zu inneren Spannungen, welche als die Ursache von inneren Werkstoffrissen zu nennen sind.

### 2.3.3 Ablösungen

Das Auftreten oberflächennaher Ablösungen des Werkstoffes beim *Drückwalzen*, nachfolgend Schuppenbildung genannt, werteten die Autoren in [39] als Folge einer Scherung entlang der

Werkstückwandung. Sie gaben eine geringe Wandstärkenreduktion  $\Delta s$  als vorbeugende Parametereinstellungen an. Zusätzlich wurde die in [68] vorgeschlagene Gleichung zur Berechnung des Vorschubes  $f$  als ungeeignet erklärt. Vielmehr wurde das Intervall von  $2 < f < 4$  mm/U und  $500 < n < 1000$  U/min als Richtgröße angegeben. Bei weichen Werkstoffen ergaben sich laut [38] reduzierte Werte. Weitere Informationen zum Einfluss der Werkzeuggeometrie wurden den Arbeiten [69] und [66] entnommen. Die Untersuchungen der Schuppenbildung beim *Einziehen* führten jedoch zu teilweise gegenteiligen Effekten [2].

### 2.3.4 Umfangsrisse

Als Ursache von Rissen entlang dem Bauteilumfang beim *Formdrücken* wurde in [41] eine überhöhte axiale Vorschubkraft  $F_z$  genannt, die von der verbleibenden Wandstärke  $s$  nicht mehr auf den eingespannten Werkstückteil übertragen werden kann. Zur Vorbeugung von Umfangsrissen beim Drücken nannte der Autor das empirisch ermittelte Kriterium nach Gl. (2.1).

$$\rho_w \geq 3 \cdot s \quad (2.1)$$

Weitere beeinflussende Parameter sind den Untersuchungen in [70] zu entnehmen. Beim *Einziehen* wurde von hohen Einziehverhältnissen  $\Theta$  zur Initiierung von Umfangsrissen berichtet [2]. Für das *Drückwalzen* wurden in [39] hauptsächlich hohe Wandstärkenabnahmen  $\Delta s$  angegeben. Der wirkende Mechanismus wurde jedoch in [4] als identisch zum *Formdrücken* beschrieben.

### 2.3.5 Längsrisse

Begründet wurden Längsrisse beim *Formdrücken* in [41] mithilfe einer Werkstoffermüdung, welche auf eine wiederholte Überwalzung von Falten zurückgeführt werden kann. Als weitere Ursache wurden in [70] tangentielle Zugspannungen angegeben, die beim unvorhergesehenen Umklappen des Rondenrandes auftreten. Wie in Tabelle 2.2 aufgeführt, konnten bei den Untersuchungen des *Einziehens* bereits Aussagen zur Wirkung der Fließspannungen  $k_f$  und des Einziehverhältnisses  $\Theta$  entnommen werden, [66] und [2]. Dokumentierte Aussagen zum Arbeitsradius  $\rho_w$  und zum Vorschubverhältnis  $f$  sind allerdings widersprüchlich. Beim *Engen* wurden in [71] Risse entlang der Bauteillängsachse bei der Formgebung von Magnesiumrohren beobachtet. In [72] wurde die Verwendung eines Lasers zur lokalen Erwärmung des Werkstoffs vor der Drückwalze vorgestellt. Bei längsnahtgeschweißten Rohren konnte dadurch ein Versagen entlang der Naht verzögert werden.

### 2.3.6 Faltenbildung

Die Ausbildung von Falten entsteht i.d.R. durch Überschreiten der Werkstückstabilität in Form von tangentialen Druckspannungen. Beim *Formdrücken* wird dies durch die Durchmesserreduktion der Blechrunde erreicht [41]. Unterschiedliche Möglichkeiten zur Reduktion von Falten wurden in [41] und [73] genannt, Tabelle 2.2. Eine Ausarbeitung von Prozessfenstern zur Vermeidung der Faltenbildung, die sich jedoch in der Wahl der Parameter unterscheiden, erfolgte in den Arbeiten [33], [74] und [75]. Zur Deutung der Faltenentstehung wurde in [41] auf eine Übertragung bekannter Modelle beim Tiefziehen, wie beispielsweise in [76] oder [77] zusammengestellt, auf das Formdrücken vorgeschlagen. Diese Vorgehensweise wurde in [78] befürwortet, in [74] oder [79] jedoch als nicht zutreffend beschrieben. Der Nachweis einer weiteren Begünstigung der Faltenbildung durch die Prozessdynamik wurde in [59] erbracht. Mithilfe der FEA konnte bei hohen Drehzahlen  $n$  ein abweichendes Spannungsmuster im Vergleich zum rein statischen Verhalten beobachtet werden. Eine Faltenbildung ist auch bei *matrizenbasierten* Verfahren zum Verjüngen von Rohren bekannt. In [80] wurde als Kriterium zur Vermeidung des Stabilitätsversagens ein Verhältnis von  $D_0/s_0 < 60$  angegeben. Beim *Einziehen* wurde in [3] die Faltenentstehung als Folgeerscheinung induzierter Vibrationen beobachtet, verursacht durch das Anlaufverhalten der Drückwalzen auf die geforderte Drehzahl.

### 2.3.7 Knicken und Stauchen

Beim *Verjüngen* von Rohren mithilfe matrizenbasierter Umformverfahren sind mehreckige Knickfiguren als Versagensform bekannt [80]. Analog zum Biegen findet ein solches Versagen insbesondere bei dünnwandigen Halbzeugen ( $D_0/s_0 > 60$ ) statt [81]. Dagegen wird bei dickwandigeren Werkstücken der Durchmesser beim Einziehen vor dem Werkzeugeinlauf vergrößert und führt zu einer umlaufenden Wulst [80]. In [82] beschrieb der Autor den Übergangsbereich zwischen Knicken und Stauchen als Prozessfenster zur Erzielung größtmöglicher Einziehverhältnisse  $\Theta$ .

## 2.4 Umformkraft und Umformleistung

Die überwiegende Mehrheit bislang durchgeführter *theoretischer Analysen* auf dem Gebiet der Drückverfahren ist auf die Berechnung der *Umformkräfte* bzw. der Umformleistung fokussiert. Aufgrund der Parametervielzahl bei Drückverfahren beruhen die abgehandelten analytischen Beschreibungen jedoch auf notwendigen vereinfachenden Annahmen. Stets wird von

einer ideal-plastischen Formgebung, isotropen Werkstoffen, einer Volumenkonstanz und einer gleich verteilten Flächenpressung in der Kontaktzone ausgegangen. Ebenso wird die Reibung in den überwiegenden Fällen vernachlässigt. Wie in [83] beschrieben, führen diese Vereinfachungen i.d.R. zu hohen Abweichungen der verwendeten Modelle. Trotz alledem liefert eine theoretische Auseinandersetzung oftmals brauchbare qualitative Bewertungsmöglichkeiten und ermöglicht erstmals ein mechanisches Verständnis des Umformvorgangs. Daher wird im Folgenden eine Klassifizierung bislang verwendeter Ansätze zur Berechnung der Umformkräfte bei Drückverfahren vorgestellt. Zunächst werden in diesem Kapitel allerdings Fortschritte bei der Beschreibung der *Kontaktzone* zwischen Werkstück und Werkzeug erläutert. Diese werden bei einer Diskussion der Umformkräfte im Allgemeinen vorausgesetzt.

### 2.4.1 Ermittlung der Kontaktzone

Bislang dokumentierte Beschreibungen des Kontaktbereichs zwischen Werkzeug und Werkstück basieren auf einer rein geometrischen Lösung. In einem ersten Modell wurden die Eingriffsbedingungen eines manuell geführten Drückstahls beim *Formdrücken* vereinfacht als Segment einer Tiefziehmatrize formuliert [41]. In einem weiteren Modell beschrieb der Autor die Kontaktbedingungen bei einem einstufigen Drückvorgang mittels Radiusrolle. Hierbei ging er von einem vollständigen Kontakt des Blechs an der Werkzeugstirnfläche - auch Umschlingung genannt - aus. Trotz der rotationssymmetrischen Ronde setzte er zur Berechnung der gedrückten Länge Gl. (2.2) ein, welche der SIEBELSchen Theorie beim Flächlängswalzen entstammt [84].

$$l_d = \sqrt{\frac{2r_1 \cdot r_2}{r_1 + r_2} \cdot \Delta s} = \sqrt{r_m \cdot \Delta s} \quad (2.2)$$

Eine Erweiterung der Vorgehensweise wurde in [46] um die momentane Werkzeugumschlingung durchgeführt, wozu jedoch numerische Lösungsmethoden notwendig waren. Eine Verifikation der Methoden fand nicht statt, sodass keine Aussagen zur Berechnungsqualität vorliegen. Eine erste Verifikation der Kontaktzone, unabhängig von einer analytischen Beschreibung, wurde in [85] mittels FEA durchgeführt. Dabei dokumentierten die Autoren eine elliptische Form.

Beim *Drückwalzen* wurden erste Ansätze beim Einsatz einer Planierwalze ebenfalls in [41] formuliert. Die Kontaktfläche beschrieb der Autor für diesen Fall mit einem gleichschenkligen Trapez unter erneuter Anwendung der gedrückten Länge anhand Gl. (2.2). Die Verwendung einer Trapezfläche wurde in [86] auch für konische Drückwalzen als gerechtfertigt angesehen. In [87] wurde diese Modellierung um einen elastischen Anteil erweitert, jedoch ohne Verifikation. Ebenfalls unter Anwendung der Gl. (2.2) wurden in [44] Ansätze sowohl für konische als auch abgerundete Drückwalzen beschrieben. Aufgrund vereinfachender Annahmen beschrieb

der Autor den Flächeninhalt der Kontaktzone  $A_d$  als Rechteck, Gl. (2.3), wobei  $r_m$  dem mittleren Walzenradius und  $\Delta s$  der beabsichtigten Wandstärkenabnahme entspricht. Eine direkte Verifikation wurde auch für diesen Ansatz nicht durchgeführt.

$$A_d = l_d \cdot b_d = \sqrt{r_m \cdot f} \cdot \sqrt[4]{2\rho_w \cdot \Delta s^3} \quad | \text{ gilt nur für abgerundete Drückwalze} \quad (2.3)$$

Auf Grundlage der Verschneidung einer konischen Drückwalze mit dem Werkstück wurde in [36] eine Methode zur Visualisierung der Kontaktzone in allen drei Raumebenen vorgestellt. Ein direkter Vergleich dieser mathematisch aufwendigen Methode mit den vereinfachenden Ansätzen aus [44] erbrachte jedoch nur geringfügige Verbesserungen bei einer nachfolgenden Berechnung der Umformkräfte. Eine alternative Methode zur Projektion der Kontaktzone in allen drei Ebenen wurde in [31] vorgestellt, jedoch mit vergleichbarem Ergebnis. Ähnlich komplex erwies sich die in [88] beschriebene Modellierung der Kontaktzone als gewölbte Trapezkontur. In [47] ist diese jedoch als grundsätzliche Form experimentell als Abdruck der Kontaktfläche im Werkstück bestätigt worden. Eine vergleichbare experimentelle Verifikationsmethode wurde in [36] vorgestellt. Da jedoch die Relativbewegung zwischen Drückwalze und Werkstück vernachlässigt worden ist, bewertete der Autor die Vorgehensweise als unzureichend. In [89] beschrieben die Autoren, dass aufgrund der Kombination zwischen translatorischer und rotatorischer Bewegung beim Drückwalzen eine Kontaktfläche hinter dem Werkzeugscheitel berücksichtigt werden muss, um eine realitätstreue Kontaktfläche abzubilden. Sie folgerten, dass sich der Anteil der gedrückten Fläche hinter dem Scheitel mit größer werdendem Vorschubverhältnis  $f$  erhöht.

Eine erneute Weiterentwicklung von Gl. (2.2) und Gl. (2.3) wurde in [45] für das *Projizieren* eingeführt. Eine Verifikation über die resultierende Umformkraft erbrachte deutlich zu geringe Werte. Eine mathematische Verschneidung des Walzwerkzeugs mit dem Bauteilkonus unter Verwendung einer konischen Drückwalze wurde in [53] formuliert. Trotz Vereinfachung war eine numerische Lösung notwendig, sodass der Autor die eingeschränkte Anwendbarkeit der mathematisch aufwendigen Vorgehensweise bekundete. In [90] wurde darauf hingewiesen, dass zur Berechnung der gedrückten Länge die Berücksichtigung der Blechbiegung notwendig sei. Anderenfalls liefere die Berechnung des Flächeninhalts zu große Werte. Eine Verifikation der Kontaktfläche wurde durch die Integration von Drucksensoren in das Walzwerkzeug angestrebt. Alternativ stellte der Autor in [91] die Applikation von Dehnungsmessstreifen im Werkstück vor. Die Anwendbarkeit der Methoden wurde jedoch nicht diskutiert.

Beim *Einziehen* von Rohrenden wurde schematisch eine Änderung der Kontaktzone in Abhängigkeit von der gewählten Werkzeugbahn verdeutlicht [61]. Bei Anwendung einer mehrstufigen Umformung bestehe zudem die Möglichkeit, dass sich die Kontaktsituation während des

Parameter (vergrößert sich)	Gedrückte Fläche $A_d$
Vorschubverhältnis $f$	↑
Drückwalzenradius $R_{DW}$	↑
Arbeitsradius $\rho_w$	↑
Projizierwinkel $\alpha_d$	↓
Halbzeugdurchm. $D_0$	↑
Wandstärkenabnahme $\Delta s$	↑

↑: Vergrößerung, ↓: Verkleinerung

Tabelle 2.3: Einfluss der Prozessparameter auf die gedrückte Fläche  $A_d$

Prozesses ändere. Einen zusammenfassenden Überblick signifikanter Prozessgrößen auf den Flächeninhalt  $A_d$  anhand der vorgestellten Literaturstellen liefert Tabelle 2.3.

#### 2.4.2 Kraftberechnung mithilfe der elementaren Plastizitätstheorie

Die bei Drückverfahren bislang erarbeiteten Methoden zur Kraftberechnung anhand der elementaren Plastizitätstheorie basieren auf den Grundlagen von SIEBEL [84]. Hierbei sind alle wesentlichen Informationen über den Umformvorgang in der Kontaktzone hinterlegt. Die Berücksichtigung der Plastizität erfolgt über die Fließspannung  $k_f$ .

In der Arbeit [41] wurde erstmals ein Berechnungsmodell zur Ermittlung der Tangentialkraft  $F_t$  beim *Drückwalzen* mithilfe der elementaren Plastizität vorgestellt. Eine korrespondierende Radialkraft  $F_r$  leitete der Autor anhand eines Kräftedreiecks her. Die experimentelle Validierung zeigte allerdings etwa 15-fach größere gemessene Radialkräfte. Unter Anwendung der Presskraftberechnung nach SIEBEL [84] wurde in [44] eine Möglichkeit zur direkten Berechnung der Radialkraft  $F_r$  vorgestellt, Gl. (2.4).

$$F_{r,id} = A_d \cdot \frac{k_{fm}}{\eta} \quad (2.4)$$

Vereinfachend wurde dabei der Kraftangriffspunkt im Schwerpunkt der gedrückten Fläche  $A_d$  angenommen. Darauf aufbauend wurden beide weiteren Kraftkomponenten  $F_a$  und  $F_t$  durch Kräftezerlegung bestimmt. Bei einer experimentellen Verifikation beobachtete der Autor Übereinstimmungen zwischen lediglich 9 % bis 24 %. Dennoch nannte er die Methode als qualitativ zufriedenstellend und berücksichtigte die Abweichungen in Gl. (2.4) mithilfe des Übereinstimmungsgrades  $\eta$ . Aufbauend auf diesen Ergebnissen wurde in [36] eine Mehrzahl eigener Ansätze



zur Berechnung der wirkenden Umformkräfte erarbeitet, indem auch die Anteile der Reibung sowie der Schiebung mitberücksichtigt wurden. Allerdings zeigten auch hier die entwickelten Ansätze nur eine qualitative Belastbarkeit. Unter Vernachlässigung der Werkstückkrümmung entwickelten die Wissenschaftler in [55] eine Berechnung auf Grundlage eines Streifenmodells. Laut [86] werden hiermit jedoch deutlich zu geringe Umformkräfte berechnet, wie einer experimentellen Verifikation entnommen werden konnte. Demgegenüber stellte der Autor sein eigenes, um wechselnde Reibungsverhältnisse erweitertes Streifenmodell vor, welches quantitativ verbesserte Werte lieferte.

In [45] wurde die theoretische Abhandlung nach [44] auf das *Projizieren* übertragen. Der experimentelle Vergleich zeigte jedoch auch hier größere experimentelle Werte. Bei der Herleitung der Umformarbeit berechnete der Autor, dass die Vernachlässigung der Arbeit am Maschinensupport bei der Berechnung der ideellen Umformarbeit  $W_{id}$  lediglich einen Fehler von etwa 3 % erwarten lässt. Folglich konnte die Berechnung deutlich vereinfacht werden.

Diese Annahme wurde bereits in [41] bei der Berechnung der ideellen Umformarbeit  $W_{id}$  beim *Formdrücken* umgesetzt. Der Autor rechtfertigte die Vorgehensweise damit, dass die Tangentialkraft  $F_t$  den größten Anteil an der Umformarbeit  $W$  leiste, da der zurückgelegte Weg in Umfangsrichtung denen in radialer und axialer Richtung dem Betrage nach deutlich überlegen ist.

Zur überschlägigen Ermittlung der erforderlichen Maximalkraft  $F_{max}$  bei einem matrizenbasierten *Verjüngen* wird in [92] die Gl. (2.5) angegeben. Der Autor beschrieb die Prognoseeigenschaften der Gleichung als zufriedenstellend.

$$F_{max} = (D_0 - s_0) \cdot s_0 \cdot \pi \cdot k_f \quad (2.5)$$

### 2.4.3 Kraftberechnung mithilfe der Membrantheorie

Unter Verwendung einer abgerundeten Drückrolle wurden in [41] die auftretenden Werkzeugkräfte in radialer und tangentialer Richtung auf der Grundlage der Theorie einer biegeweichen Schale berechnet [93]. Der biegeweiche Zustand wurde als gerechtfertigt angenommen, da im Umformbereich der Fließzustand herrscht. Zur Formulierung des Membrangleichgewichts wurde die Spannungsverteilung beim Tiefziehen verwendet. Die experimentelle Validierung der hergeleiteten Zusammenhänge zeigte eine Unterschätzung der Werkzeugkräfte um das Neunfache. Allerdings konnte gezeigt werden, dass dieses Verhältnis bei unterschiedlichen Prozessbedingungen annähernd konstant bleibt. Die qualitativen Zusammenhänge der aufgestellten Funktionen wurden daher als zutreffend betrachtet.

#### 2.4.4 Kraftberechnung mithilfe der Energie- und Leistungsbilanz

Bei dieser Methode wird die externe Leistungszufuhr mit der prozessimmanenten Umformleistung  $\dot{W}$  verglichen, welche nach Gl. (2.6) bestimmt werden kann. Die Anwendung dieser Methode auf Umformvorgänge geht auf KÖRBER und HILL zurück, [94] und [95]. Durch den mehrfach dokumentierten mathematischen Aufwand ist i.d.R. eine numerische Lösung der Gleichung bei Anwendung auf Drückverfahren notwendig [96].

$$\dot{W} = \int \bar{\sigma} \dot{\varphi} dV \quad (2.6)$$

Erste Anwendungen der Methode beim *Projizieren* sind in [97] dokumentiert. Da hierbei nur die Reduktion der Wandstärke betrachtet wurde, lieferten die Ergebnisse deutlich zu geringe Werte. Eine wesentliche Verbesserung wurde in [53] vorgestellt. Als Deformation wurde hier ausschließlich eine Scherung betrachtet. Die umfangreichen mathematischen Details der Vorgehensweise sind in [98] und [99] dokumentiert. Ohne genauere Angaben bestätigte der Autor die Eignung der erarbeiteten Theorie anhand von Experimenten. Diese Ansätze zur Berechnung der Tangentialkraft  $F_t$  wurden in [54] vereinfacht und bei der Formgebung von Aluminium bestätigt. Obwohl die Gültigkeit der Berechnungsansätze in [100] als begrenzt eingeschätzt wurde, sind weitere Verifikationen dokumentiert, [101] und [102]. Zur Verbesserung der Ergebnisqualität wurden Weiterentwicklungen der Methode um unterschiedliche, überlagerte Biegeanteile in [55] oder [96] vorgenommen. In [103] wurde allerdings die grundsätzliche Berechnung der betragsmäßig kleinsten Kraft - der Tangentialkraft  $F_t$  - infrage gestellt und stattdessen ein Ansatz zur Bestimmung der Axialkraft  $F_z$  vorgestellt. Die Methodik zeigte gute experimentelle Übereinstimmungen, erwies sich jedoch als nicht praktikabel.

In dem Beitrag [46] präsentierten die Autoren unterschiedliche Lösungsansätze zur Berechnung der Umformkräfte beim einstufigen *Formdrücken*. Auch hierbei wurden Biegevorgänge den eigentlichen Umformoperationen überlagert. Trotz umfangreicher mathematischer Formulierung erforderte die Lösung eine Anpassung der theoretischen Ergebnisse mithilfe empirischer Faktoren.

In [37] wurde ein Geschwindigkeitsfeld  $\dot{\varphi}$  für einen *Drückwalzvorgang* zur Berechnung der Umformleistung entwickelt. Vereinfachend wurde die Werkstoffgeschwindigkeit in axialer Richtung als konstant angenommen. Der Autor gab eine Übereinstimmung zu experimentellen Befunden mit 47 % - 77 % an. Allerdings erfolgte eine Berücksichtigung der Wulstbildung auf nachträglichem, additiven Wege. Die Berechnung einer radialen Umformkraft  $F_r$  wurde in [88] auf der Grundlage einer Superposition unterschiedlicher Leistungskomponenten durchgeführt. Eine experimentelle Validierung zeigte eine sehr gute Übereinstimmung, allerdings bei hohem

mathematischen Aufwand. Vergleichbar genau, jedoch ebenfalls umfangreich, erwies sich die Formulierung in [47], wobei zusätzlich die Reibung berücksichtigt worden ist. Eine weitere Möglichkeit zur Bestimmung der Gl. (2.6) ist in [104] dokumentiert. Die Autoren zerlegten die Umformzone in mehrere Geschwindigkeitsfelder, deren Bestimmung sie anhand von Stromlinien formulierten. Allerdings wurde hierzu eine Axialsymmetrie verwendet, die den Umformvorgang nicht realitätstreu abbildet.

### 2.4.5 Kraftberechnung mithilfe der Gleitlinienmethode

Durch Anwendung der Gleitlinienmethode nach HILL und HENKY [105] formulierten die Autoren in [55] Gleichungen zur Ermittlung der Umformkräfte beim *Drückwalzen* mit konischen Drückrollen. Mit dieser Methode gelang den Autoren die Bestätigung höherer Umformkräfte beim Gegenlaufdrückwalzen als bei der Gleichlaufvariante. Allerdings fand keine direkte Gegenüberstellung mit experimentellen Untersuchungen statt. Die Ermittlung des Gleitlinienfeldes erfolgte grafisch. In [39] wurde das Eindringen eines halbkreisförmigen Stempels in eine glatte Oberfläche als analoger Vorgang zum Drückwalzen beschrieben. Den Fehler dieser Methode bei der Berechnung der Tangentialkraft  $F_t$  bezifferten die Autoren auf  $\pm 25\%$ . Allerdings wurden Korrekturfaktoren verwendet. Die grundsätzliche Eignung von Gleitlinienfeldern zur Beschreibung räumlicher Probleme wurde allerdings in [106] infrage gestellt. Vielmehr verwies der Autor auf die Verwendung der sogenannten Hauptlinientheorie, zu deren Anwendung bei einer Umformaufgabe bis dato jedoch kein physikalisch sinnvolles Kurvennetz angegeben werden konnte.

### 2.4.6 Empirische Modellierung der Umformkräfte

Auf der Basis experimenteller Beobachtungen wurden bei Drückverfahren empirische Ansätze zur Kraftberechnung entwickelt. Allerdings sind die Modelle zunächst an eine zugrunde gelegte Datenbasis gebunden und somit nur schwer übertragbar. Beim *Drückwalzen* wurde die Vorgehensweise aus [44] um empirische Korrekturfaktoren [65] erweitert. Somit wurden die vorhandenen Abweichungen auf  $\pm 25\%$  reduziert. Eine vergleichbare Ergebnisqualität wurde bei der Betrachtung eines mit Kugelwerkzeugen erweiterten Drückwalzprozesses erreicht [66]. Zur Bestimmung der Korrekturfaktoren wurde eine Regressionsanalyse eingesetzt. Die Autoren in [60] schlugen zunächst eine empirische Bestimmung des Vergleichsumformgrades  $\varphi_v$  vor. Durch Bestimmung des Flächeninhaltes unterhalb einer gegebenen Fließkurve beim berechneten Umformgrad konnte die notwendige Umformarbeit und daraus abgeleitet die Umformkräfte

bestimmt werden. Die Autoren gaben eine nahezu übereinstimmende Vorausberechnung der Kräfte an.

Ebenfalls anhand einer Regression wurde in [107] eine Methodik zur Berechnung von Umformkräften beim *Projizieren* vorgestellt. Die notwendige Datenbasis bildeten statistisch geplante Experimente.

Für einen *Einziehvorgang* wurden in [2] empirische Berechnungsgleichungen nach MOGIL'NYI eingesetzt, die eigens für das Formdrücken entwickelt worden waren. Der Berechnung liegt ein konstantes Verhältnis zwischen der radialen und axialen Kraftkomponente zugrunde,  $F_r/F_z = \text{konst.}$ . Die Übereinstimmung zu experimentellen Ergebnissen beschrieb der Autor als zufriedenstellend. Um auch quantitativ brauchbare Ergebnisse zu erzielen, wurde allerdings ein Korrekturfaktor eingeführt.

### 2.4.7 Abhängigkeiten der Prozesskräfte

Unabhängig von der mathematischen Beschreibung der Umformkräfte erfolgt an dieser Stelle eine Übersicht bislang dokumentierter Ergebnisse zum Themenkreis Umformkräfte bei Druckverfahren. Die Ergebnisse sind experimentellen und numerischen Untersuchungen entnommen. Eine zusammenfassende Darstellung liefert Tabelle 2.4. Feststellend sei jedoch bemerkt, dass die Anzahl dokumentierter Ergebnisse zum Drückwalzen denen anderer Druckverfahren deutlich überlegen ist.

Lineare Zusammenhänge zwischen *Vorschubverhältnis*  $f$  und Umformkräften wurden in [100] für das Projizieren nachgewiesen, wobei höhere Vorschübe größere Kräfte nach sich ziehen. Für besonders kleine Vorschubverhältnisse wurde in [107] jedoch die Existenz eines Minimums postuliert. Beim Engen wurden in [58] höhere Radialkräfte  $F_r$  bei größeren Vorschüben  $f$  beobachtet. Nach [100] führt ein größerer *Drückwalzenradius*  $R_{DW}$  ebenfalls zu höheren Radialkräften  $F_r$ . Uneinigkeit besteht jedoch beim *Arbeitsradius*  $\rho_w$  in Bezug auf die Tangential- und Axialkräfte,  $F_t$  und  $F_z$ , [44] und [100]. Laut [108] führen größere Halbzeugdurchmesser  $D_0$  bzw. erhöhte Druckverhältnisse  $\Theta$  beim Formdrücken zur Erhöhung der Umformkräfte. Diese Aussagen wurden bereits zum Teil für das Engen bestätigt, [58] und [71]. Vielfach dokumentiert ist auch ein Anstieg aller Prozesskräfte bei Vergrößerung der *Ausgangswandstärke*  $s_0$ , z.B. in [63]. Die gleiche Aussage gilt auch bei Erhöhung der Wandstärkenabnahme  $\Delta s$  [109]. Die Abnahme der Umformkräfte bei Erhöhung des *Projizierwinkels*  $\alpha_d$  wurde mit der verfahrensbedingten Reduktion der Wandstärke belegt [45]. Die Wirkung der Fließspannung  $k_f$  kann nicht ohne Weiteres pauschalisiert werden. Zwar wurden für das Einziehen in [2] und für

Parameter ( <i>vergrößert sich</i> )	Normal- bzw. Radialkraft $F_r$	Vorschub- bzw. Axialkraft $F_z$	Tangential- kraft $F_t$
Vorschubverhältnis $f$	↑	↑	↑
Drehzahl $n$	↓	↓	↓
Drückwalzenradius $R_{DW}$	↑	↑	↓ ↔
Arbeitsradius $\rho_w$	↑	W	W
Projizierwinkel $\alpha_d$	W	↓	↓
Halbzeugdurchm. $D_0$	↑	↑	W
Einziehverhältnis $\Theta$	↑	↑	↑ ↔
Wandstärke $s$	↑	↑	↑
Wandstärkenabnahme $\Delta s$ bzw. $i$	↑	↑	↑
Ausgangslänge $l_0$	↑	↑	↑
Fließspannung $k_f$	↑	W	↑
Gedrückte Fläche $A_d$	↑	↑	↑

↑: Erhöhung, ↓: Verringerung, ↔: kein Effekt

k.A.: keine Angabe verfügbar, W: Widerspruch

Tabelle 2.4: Effekte der Verfahrensbedingungen auf die Umformkräfte bei Drückverfahren

das Formdrücken in [41] höhere Kräfte bei höheren Fließspannungen beobachtet, jedoch ist insbesondere beim Drückwalzen die Kraftzunahme bei einer Vergrößerung der Wulstbildung zu beobachten, deren Ausbildung bei weicheren Werkstoffen zunimmt [36]. Dass auch die *Werkzeugbahn* beim Formdrücken einen Einfluss auf die resultierenden Umformkräfte aufweist, wurde in [70] erstmals formuliert und in [61] auch für das Einziehen beobachtet. Allerdings lässt sich die Wirkungsweise nur schwer beschreiben, da der Auslegung der Werkzeugbahn nahezu keinerlei Grenzen gesetzt sind, wie z.B. in [110] exemplarisch aufgeführt.

## 2.5 Bauteileigenschaften

Die Untersuchung der Bauteileigenschaften bei Drückverfahren konzentrierte sich bislang auf das Themengebiet der erzielten *Geometrie*. Daneben sind jedoch für den späteren Einsatz der gefertigten Bauteile auch *Oberflächenanforderungen* und *mechanische Eigenschaften* von Bedeutung, die aufgrund unterschiedlicher Parametereinstellungen beeinflusst werden. Arbeiten zu diesen drei Themenfeldern werden im Folgenden vorgestellt. Tabelle 2.5 bietet bereits vorab eine Übersicht der recherchierten Effekte.

Parameter (vergrößert sich)	Rundlauf	Aufweitung $\Delta d$	Wanddicken- schwankungen	Wandstärken- zunahme $\Delta s$	Welligkeit $W_t$	Festigkeits- zunahme $\Delta k_f$
Vorschubverhältnis $f$	↓	W	↑	↑	↑	W
Drückwalzenradius $R_{DW}$	k.A.	↑	↔	k.A.	↔	k.A.
Arbeitsradius $\rho_w$	↑	↑	↓	↑	↓	↓
Projizierwinkel $\alpha_d$	k.A.	k.A.	k.A.	↓	k.A.	↓
Halbzeugdurchm. $D_0$	k.A.	↓	k.A.	k.A.	k.A.	-
Drückverhältnis $\Theta$	k.A.	W	k.A.	↑	W	k.A.
Wandstärke $s$	k.A.	?	k.A.	k.A.	k.A.	↓
Radiale Zustellung $\Delta s$ bzw. $i$	k.A.	↑	↔	↑	↑	↑
Fließspannung $k_f$	k.A.	W	k.A.	k.A.	↓	k.A.
Kühlmittelvolumenstrom $\dot{V}_k$	k.A.	↑	k.A.	k.A.	k.A.	↑

↑: Vergrößerung, ↓: Verkleinerung, ↔: kein Effekt, k.A.: keine Angabe verfügbar, W: Widerspruch

Tabelle 2.5: Einfluss der Verfahrensbedingungen auf die Bauteileigenschaften

### 2.5.1 Aufweitung

Laut [39] wird eine Aufweitung des Bauteils  $\Delta d$  beim *Drückwalzen* durch geringe Arbeitsradien  $\rho_w$  begünstigt. In [47] wurde dieses Verhalten mit einem tangentialen Werkstofffluss begründet. Die Aufweitung kann auch ungleichmäßig über die Bauteillänge erfolgen und somit zu einer Ausbauchung des Werkstücks führen [39]. Ebenso wurde von einer Korrelation zwischen Wulstbildung und Aufweitung berichtet. Durch gleichzeitige Anpassung der beiden Prozessgrößen Vorschubverhältnis  $f$  und Wandstärkenreduktion  $\Delta s$  konnten in [31] Werkstücke mit gleichmäßigem Durchmesserlauf hergestellt werden. Die Erhöhung beider Prozessparameter führte in der Regel zu einer größeren Aufweitung  $\Delta d$ . Eine geringere Aufweitung wurde bei Werkstoffen mit geringerer Fließspannung  $k_f$  beobachtet. In [64] wurde eine Erhöhung der Stadienanzahl  $N$  zur Reduktion der Durchmesserabweichung  $\Delta d$  empfohlen. Eine erfolgreiche Optimierung mehrerer Zielgrößen - Aufweitung, Wulstbildung und Rundlauf - wurde in [65] aufgezeigt. Die Optimierung erfolgte experimentell mithilfe einer heuristischen Vorgehensweise. Die Wechselwirkungen der einzelnen Prozessparameter wurden nicht berücksichtigt.

Beim *Formdrücken* wurde in [111] der Rundlauf der hergestellten Bauteile untersucht. Die Autoren empfahlen reduzierte Vorschubverhältnisse  $f$  und die Wahl großer Arbeitsradien  $\rho_w$  der Drückwalze zur Erzielung kleiner Toleranzen. Mithilfe einer sequenziellen Vorgehensweise ist in [112] von einer erfolgreichen gleichzeitigen Optimierung der Aufweitung berichtet worden. Hierbei wurden ausschließlich statistischbasierte Methoden zur Versuchsplanung und Auswertung verwendet, um den Umformprozess auszulegen. Da der Methode allerdings kein physikalisches Verständnis des Umformvorgangs zugrunde liegt, ist die Übertragbarkeit des Ergebnisses eingeschränkt. Hintergrundinformationen zu den statistischbasierten Methoden sind in [113] aufgeführt.

Eine Weiterentwicklung und Übertragung der Methoden auf das hier behandelte *Engen* wurde in [114] durchgeführt. Hiermit wurde die Fertigung von Werkstücken mit Durchmesserabweichungen in der Toleranzklasse IT 8 - IT 10 erreicht, welche dem konventionellen Drückwalzen nahekommt. Der bislang gültige Kenntnisstand sah eine Einordnung in der Güte IT 12 - IT 16 vor [2]. Folglich ist eine Optimierung des Prozesses möglich. Das mechanische Verständnis des Umformvorgangs wird bei dieser Auslegungsmethode jedoch nicht berücksichtigt.

### 2.5.2 Wandstärke

Wie in [12] dokumentiert, ist beim *Formdrücken* und seinen Prozessvarianten eine direkte Änderung der Wandstärke  $s$  nicht beabsichtigt. Diese Vorgabe wurde zahlreichen Untersuchungen

zugrunde gelegt, beispielsweise [41]. Dass eine Änderung der Wandstärke im Prozessverlauf nahezu unvermeidbar ist, wurde z.B. in [46] nachgewiesen. In [115] wurde dokumentiert, dass die Stadienform und -anzahl die Verteilung der Wandstärke beeinflusst. Zur Fertigung von Bauteilen mit gleichmäßiger Wandstärke  $s$  wurden in [111] große Arbeitsradien  $\rho_w$  und geringe Vorschubverhältnisse  $f$  empfohlen.

Auch bei der *Durchmesserreduktion* rohrförmiger Bauteile findet aufgrund der Volumenkonstanz zwangsläufig eine Erhöhung der Wandstärke  $s$  statt [58]. Nutzung findet dieser Effekt beispielsweise bei der Herstellung von Druckbehältern, welche eine Zunahme der Wandung im Anschlussstutzen erfordern [116]. In [117] wurde eine Methode vorgeschlagen, welche die analytische Berechnung der resultierenden Wandstärke für dieses Bauteil ermöglichen sollte. Die Vernachlässigung einer kinematisch plausiblen Formänderung erbrachte jedoch nur eine qualitative Übereinstimmung im Rahmen einer experimentellen Validierung. Bei einer parametrischen Analyse eines mehrstufigen Engens wurde eine erhöhte Zunahme der Blechdicke bei Reduktion der Anzahl an Umformstadien  $N$ , bei einer Erhöhung des Vorschubverhältnisses  $f$  [58] und bei einer Vergrößerung des Einziehverhältnisses  $\Theta$  festgestellt [49]. Ebenso beschrieben die Autoren einen diskontinuierlichen Verlauf der Wandstärke im fertigen Bauteil, trotz maschinenseitiger Vorgabe einer konstanten Durchmesserreduktion. Aus den Ergebnissen in [61] kann eine Beeinflussung der lokalen Wandstärke durch die gewählte Trajektorie des Werkzeugs entnommen werden. Für die Berechnung der Wandstärke beim Einziehen befürwortet der Autor in [2] die Verwendung von Gl. (2.7), welche einst bei der matrizengebundenen Durchmesserreduktion entwickelt worden war [82]. Ergänzend sei die Gl. (2.8) aufgeführt, welche beim Fertigungsverfahren Rundkneten herangezogen wird [118].

$$s = s_0 + \frac{62 \cdot s_0}{D_0} \cdot (\Theta_{max} - 1) \quad (2.7)$$

$$s = \frac{s_0}{\beta} \cdot 10^{0,5\beta - 0,45} \quad (2.8)$$

Beide Gleichungen sind empirischer Natur. Der Einziehungswinkel  $\alpha$  findet keinerlei Berücksichtigung.

Beim *Drückwalzen* und *Projizieren* wird die Wandstärke direkt über den eingestellten Spalt zwischen Walzwerkzeug und Dorn eingestellt. Beim Projizieren wird der erforderliche Walzspalt mithilfe des sogenannten Sinus-Gesetzes festgelegt [119]. Die Schwankungen der gewalzten Werkstückwandung werden in der Regel mit  $\Delta s = 0,02 - 0,04$  mm angegeben [39].



### 2.5.3 Oberflächenbeschaffenheit

Drückverfahren eignen sich zur Herstellung von Bauteilen mit qualitativ hochwertigen Oberflächeneigenschaften [4]. Da die Oberflächenstruktur bei Drückverfahren naturgemäß eine sich periodisch wiederholende Struktur aufweist, ist laut [39] lediglich die Welligkeit  $W_t$  als beschreibende Größe ausschlaggebend. Die Rautiefe  $R_t$  entlang den erzeugten Rillen weist im Allgemeinen einen zur Werkzeugwirkfläche entsprechenden Betrag auf [4]. Aufgrund des hydrodynamischen Schmierfilms zeigten Untersuchungsergebnisse in [87] bei Verwendung von Schmiermitteln bei hohen Vorschubverhältnissen  $f$  eine Verringerung der Rautiefe  $R_t$ , wobei laut [120] nur hohe Viskositäten das Bauteilergebnis verbessern.

Beim *Drückwalzen* lässt sich die Oberfläche der gefertigten Bauteile mithilfe der Gl. (2.9) charakterisieren [121]. Nach [122] ist für kleine Vorschubverhältnisse  $f$  auch die Vereinfachung nach [123] in Gl. (2.10) zutreffend, welche eine Approximation der Gl. (2.9) darstellt.

$$W_t = \rho_w - \sqrt{\rho_w^2 - \frac{f^2}{2}} \quad (2.9)$$

$$\Rightarrow W_t \approx \frac{f^2}{8\rho_w} \quad (2.10)$$

Demnach können glatte Oberflächen durch hohe Arbeitsradien  $\rho_w$  und kleine Vorschubverhältnisse  $f$  erzielt werden [30]. Dieser Zusammenhang ist nach [124] auch für die Bauteilinnenseite gültig. In [2] ist die Aussage jedoch auf hohe Ausgangsfließspannungen  $k_{fm}$  eingeschränkt worden. Die Autoren in [111] bestätigten identische Parametereinflüsse beim *Formdrücken*. In [125] hingegen wurden deutliche Abweichungen für das *Projizieren* festgestellt.

### 2.5.4 Kaltverfestigung

Mithilfe mikroskopischer Gefügaufnahmen wurde über die Erzielung eines feinkörnigen Gefüges beim *Drückwalzen* wiederholt berichtet, z.B. in [36]. Direkte Nachweise für die Festigkeitssteigerung wurden in [36] für Stahl und in [126] für Edelstahl auf der Grundlage von Härtemessungen durchgeführt. Laut [127] gilt diese Aussage allerdings nur mit Einschränkungen für Nichteisenmetalle. Hierbei wurden bei hohen Umformgraden Entfestigungen beobachtet, welche der Autor auf das hohe Temperaturniveau während der Umformung zurückführte. Konsequenterweise ist zur Erhöhung des Verfestigungsverhaltens in [39] eine Kühlung des Werkstücks während der Umformung vorgeschlagen worden, wobei zusätzlich zur konventionellen Kühlung auch gekühlte Dorne verwendet werden.

Parameter (vergrößert sich)	Temperatur $T$
Vorschubverhältnis $f$	↑
Fließspannung $k_f$	↑

↑: Erhöhung

Tabelle 2.6: Einfluss der Verfahrensbedingungen auf die Umformtemperatur

Da eine Korrelation zwischen Verfestigung und Umformgrad vorhanden ist, ist mit steigender Ausgangswandstärke  $s_0$  auch eine höhere Wandstärkenreduktion  $\Delta s$  notwendig, um eine Verfestigung über die Wandstärke zu erzielen [128]. Ergänzend wurde in [30] über die Wirksamkeit kleiner Arbeitsradien  $\rho_w$  und in [129] über erhöhte Vorschubverhältnisse  $f$  zur Festigkeitssteigerung berichtet, wobei die letztgenannte Maßnahme von geringem Effekt ist. In [67] wird von einer Stagnation der Härtezunahme berichtet, die bereits ab einer Wandstärkenreduktion um 20 % einsetzt. Diese Aussage stützte der Autor auf die Untersuchung einer Mehrzahl unterschiedlicher Werkstoffe. Als Ursache wurde die Annahme einer kaltverfestigten Grenzschicht an der Werkstückoberfläche formuliert, deren Dicke mit zunehmender Wandstärkenreduktion zunehme.

### 2.5.5 Umformtemperatur

Bei *Drückwalzvorgängen* wird trotz hoher Kühlmittelzufuhr von bis zu 600 l/min eine große Temperaturerhöhung der Werkstücke beobachtet [4]. Insbesondere bei der Umformung von C-Stählen wird ohne Kühlung vom Einsetzen der Blausprödigkeit berichtet. Zusätzlich wurden Aufschweißungen oder Festsitzen des Bauteils auf dem Dorn dokumentiert [67]. Somit ist eine Werkstückkühlung während der Umformung zwingend erforderlich [130]. Untersuchungen zur Beeinflussung der Umformwärme wurden in [37] durchgeführt. Der Autor dokumentierte, dass eine Erhöhung der Bauteiltemperatur  $T$  durch eine erhöhte Fließspannung  $k_f$  und ein erhöhtes Vorschubverhältnis  $f$  begünstigt wird, Tabelle 2.6. Anhand einer Wärmebilanzgleichung konnte die resultierende Temperaturerhöhung infolge der Umformung qualitativ vorhergesagt werden.

## 2.6 Prozessauslegung

Anhand der beschriebenen Effekte ist eine Festlegung der Prozessparameter notwendig, um die Herstellung fehlerfreier Bauteile zu ermöglichen. Die gebräuchlichste Vorgehensweise bei

Drückverfahren ist das erfahrungsbasierte Trial-and-Error. Die nachfolgende Recherche soll einen Eindruck über *Kriterien* zur Auslegung von Drückverfahren vermitteln. Neben der Einstellung von *Maschinenkenngrößen* erfordern Drückverfahren die Festlegung einer *Werkzeugbahn*, auf die zunächst eingegangen wird.

### 2.6.1 Bestimmung der Werkzeugbahn

In der Regel wird bei der Werkzeugbahn auf die Verwendung mehrerer Umformstadien zurückgegriffen, um eine fehlerfreie Ausformung des Bauteils zu ermöglichen, wie etwa in [71]. In der Praxis eingesetzte Lösungen zur Programmierung der Stadienpläne erfordern jedoch ein hohes Maß an Prozesswissen und werden i.d.R. erfahrungsbasiert vorgenommen [70].

Anhand experimenteller Untersuchungen ist beim *Formdrücken* die Anzahl notwendiger Umformstadien in [131] dokumentiert. Die Angaben richten sich nach dem verwendeten Werkstoff und dem Rondendurchmesser  $D_0$ . Allgemein wurde beim Formdrücken die Verwendung von Evolventen empfohlen [132]. Zur Konstruktion der Werkzeugbahn wurden verschiedene Systeme entwickelt, [133] und [134], die eine Kategorisierung der geforderten Werkstückgeometrie vornehmen. Eine Erweiterung um Bauteilähnlichkeiten wurde in [135] vorgestellt. Daneben ist die Entwicklung von Expertensystemen bekannt, bei dem Prozesswissen gefertigter Bauteile im System hinterlegt wird, [136] und [137]. Neben der Verknüpfung unterschiedlicher Drückverfahren [138] ist hierbei auch die Berücksichtigung von Versagensfällen durchgeführt worden [33]. Allerdings konnten sich solche Systeme in der Praxis bislang nicht durchsetzen.

Mit dem Einzug der CNC-Technologie wurden Online-Regelungssysteme entwickelt. In [62] wurde eine stetige Anpassung des Vorschubverhältnisses  $f$  als probates Mittel betrachtet, um die Werkzeugkraft zu regeln und somit eine homogene Werkstückwandstärke zu erreichen. Der notwendige Steuerungsaufwand dieser Vorgehensweise erwies sich allerdings als nicht praktikabel. In [52] entwickelte der Autor eine Möglichkeit zur analytischen Berechnung der Werkzeugbahn unter Berücksichtigung der Formänderung. Durch die Vorgabe eines gewünschten Verhältnisses zwischen Umfangs- und Längsdehnung wurde die Bahnkurve rekursiv generiert. Die Funktionalität wurde anhand experimenteller Untersuchungen bestätigt.

Beim *Einziehen* ist die Entwicklung vergleichbarer Systeme nicht bekannt. Allerdings wurden in [61] zwei unterschiedliche Werkzeugbahnen beim Einziehen von Rohrenden miteinander verglichen. Im ersten Fall wurde unter Beibehaltung eines Konuswinkels der Durchmesser des Bauteils in jeder Umformstadien reduziert, sodass ein immer längerer Konus erzeugt wurde. Bei der zweiten Variante wurde die Länge konstant gehalten, allerdings der Winkel sukzessive

vergrößert. Die Vorgehensweise anhand der zweiten Variante erwies sich für die geometrischen Eigenschaften des Bauteils und den Betrag der benötigten Radialkraft als vorteilhaft.

### 2.6.2 Festlegung eines Vorschubverhältnisses

Angaben über verwendete Vorschubgeschwindigkeiten  $v$  und Spindeldrehzahlen  $n$  beim *Einziehen* sind in [3] dokumentiert. Diese liegen mit  $v = 3000$  mm/min und  $n = 1200$  U/min deutlich höher als bei konventionellen Drück- oder Drückwalzoperationen [4].

Beim *Drückwalzen* wurden in [36] abweichend effektive Vorschubverhältnisse  $f_{eff}$  zum vorgegebenen Vorschubverhältnis des Maschinensupports  $f$  festgestellt. Dieses Verhalten wurde auf die Relativbewegung zwischen Werkstück und Drückwalze zurückgeführt. Ausgehend von einer zulässigen ideellen Umformarbeit  $W_{id}$  wurde in [31] die Berechnung eines maximal möglichen Vorschubverhältnisses  $f$  vorgestellt. Bei der Verifikation der Ergebnisse empfahl der Autor allerdings eine reduzierte Einstellung des berechneten Vorschubverhältnisses um 20 %.

Bei der Analyse des *Formdrückens* wurden in [131] Angaben zur Vorschubgeschwindigkeit  $v$  und zur Spindeldrehzahl  $n$  für unterschiedliche Werkstückdurchmesser und Werkstoffe angegeben. Die Angaben entstammen experimentellen Beobachtungen, wobei keinerlei Begründung der genannten Werte durchgeführt worden ist.

### 2.6.3 Prozessgrößen zur Erzielung hoher Umformgrade

Vor dem Hintergrund, dass insbesondere mithilfe von Drückverfahren hohe Umformgrade möglich sind [27], wird im Folgenden eine Zusammenstellung von Parametern vorgestellt, die einen signifikanten Einfluss auf den erzielbaren Umformgrad besitzen. Die nachfolgend diskutierten Effekte sind zusammengefasst in Tabelle 2.7 aufgeführt.

Beim *Drückwalzen* wurde ein erheblicher Einfluss der Drückwalzengeometrie auf das Umformvermögen festgestellt, wobei hierdurch maßgeblich eine Beeinflussung der Wulstbildung (Kap. 2.3.1) erreicht wird [30]. Beim Einsatz eines Drei-Rollen-Drückwalzens kann durch individuelle Auslegung jeder einzelnen Drückwalze eine Optimierung erreicht werden [31]. Ebenso wurde vorteilhaft von einer Schrägstellung der Drückwerkzeuge [44] oder einer bauteilangepassten Formrolle berichtet [139]. Auch wurde die Überlagerung einer zusätzlichen axialen Zugspannung als Möglichkeit zur Erhöhung der Formänderung genannt [22]. Berechnungsmethoden zur gezielten Einstellung von Parametern wurden jedoch nicht präsentiert.

Parameter ( <i>vergrößert sich</i> )	min. Projizier- winkel $\alpha_{d,min}$	max. Drück- verhältnis $\Theta_{max}$
Vorschubverhältnis $f$	$\leftrightarrow$	$\downarrow$
Drehzahl $n$	k.A.	$\downarrow$
Anzahl Umformstadien $N$	k.A.	$\downarrow$
Drückrollendurchmesser $R_{DW}$	$\leftrightarrow$	$\downarrow$
Arbeitsradius $\rho_w$	$\downarrow$	W
Projizierwinkel $\alpha_d$	$\uparrow$	$\uparrow$
Halbzeugdurchm. $D_0$	k.A.	$\downarrow$
Wandstärke $s$	$\uparrow$	$\uparrow$
Ausgangslänge $l_0$	k.A.	$\downarrow$
Fließspannung $k_f$	k.A.	$\downarrow$

$\uparrow$ : Vergrößerung,  $\downarrow$ : Verkleinerung, k.A.: keine Angabe  
W: Widerspruch,  $\leftrightarrow$ , keine Änderung

Tabelle 2.7: Einfluss der Verfahrensbedingungen auf die maximal erzielbare Formänderung

Mithilfe statistischer Methoden, die den Umformprozess ausschließlich als "Black-Box" modellieren, wurde in [140] und [113] beim *Formdrücken* die Fertigung von Bauteilen mit Drückverhältnissen von bis zu  $\Theta_{max} = 3,33$  vorgestellt. Durch das fehlende mechanische Verständnis für den Umformvorgang gelten die erarbeiteten Modelle jedoch nur für die untersuchte Fertigungsaufgabe.

Bei den Untersuchungen zum *Einziehen* wurde in [2] die Wichtigkeit geringer  $D_0/s_0$ -Verhältnisse auf die Erzielung möglichst hoher Einziehverhältnisse  $\Theta$  hervorgehoben. Ebenso betonte der Autor die Notwendigkeit einer mehrstufigen Umformung. Mithilfe von 30 Umformstadien bei einem Vorschubverhältnis von  $f = 0,1 \text{ mm/U}$  wurde in [58] ein Einziehverhältnis von  $\Theta_{max} \approx 5$  erreicht. Als prozesssichere, größtmögliche Reduktion des Bauteildurchmessers wählte der Autor ein Verhältnis von  $\Theta = 1,5$ . Eine weitere Steigerung zu  $\Theta_{max} = 7,6$  wurde in [71] durch den Einsatz beheizbarer Drückwalzen bei der Formgebung von Magnesiumrohren vorgestellt. Beim *Einziehen mit Matrize* wurde in [82] eine besonders deutliche Abhängigkeit der maximalen Durchmesserreduktion vom verwendeten Einziehwinkel  $\alpha$  festgestellt. Mit kleineren Winkeln wurden höhere Einziehverhältnisse  $\Theta$  erreicht.

## 2.7 Fazit zum erfassten Kenntnisstand

Die Recherche der Literatur verdeutlicht die generelle Schwierigkeit, Drückverfahren auszulegen. Als maßgebliche Ursache sind die Vielzahl der zu berücksichtigenden Parameter und die lokale Umformung zu nennen. Zur Umgehung einer rein erfahrungsbasierten Prozessauslegungen wurden im Wesentlichen zwei unterschiedliche Lösungsansätze verfolgt:

1. *Wissensbasierte Systeme*: Erfahrungswissen wird strukturiert abgelegt bzw. zu empirischen Kriterien weiterverarbeitet. Bei neuen Fertigungsaufgaben wird auf das Wissen zurückgegriffen. Ohne ein mechanisches Verständnis ist jedoch eine direkte Übertragbarkeit bzw. eine Extrapolation des Wissens nicht möglich. Verfahrensgrenzen sind nicht direkt ersichtlich. Sollgrößen werden i.d.R. durch den Einsatz von Optimierungsverfahren erreicht.
2. *Analytische Berechnung*: Der Prozess wird durch Berechnung einzelner Größen ausgelegt. Den Berechnungen sind mechanische bzw. phänomenologische Modelle hinterlegt. Vereinfachende Annahmen geben die lokale Deformation jedoch nicht realitätstreu wieder. Die Ergebnisse sind daher im Allgemeinen von qualitativem Wert, jedoch übertragbar.

Beim inkrementellen Engen wird die Herausforderung einer Prozessauslegung zusätzlich dadurch verschärft, dass nur ein geringer Umfang an empirischem Wissen und keinerlei analytische Modellierungen vorliegen. Daher erfolgt die Prozessauslegung bislang rein intuitiv. Eine zusammenfassende Gegenüberstellung des übertragbaren Wissens zum Engen bzw. Einziehen und zum Verfahren des Drückens und Drückwalzens ist Tabelle 2.8 zu entnehmen.

Engen und Einziehen	Drücken und Drückwalzen
<i>Werkstofffluss:</i>	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• vornehmlich axial (<i>ohne Reitstock</i>)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• lokal beschränkt, dreidimensional</li> <li>• vornehmlich axial (<i>führt zur Wulstbildung</i>)</li> <li>• Deutung mithilfe des Streckungswiderstands</li> </ul>
<i>Formänderung:</i>	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• radial positiv</li> <li>• axial positiv</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• überlagerte Biegung</li> <li>• Deformation im Einspannbereich</li> <li>• Änderung über Prozesszeit</li> </ul>

**Engen und Einziehen****Drücken und Drückwalzen***Spannungsverteilung:*

- abhängig vom Prozessfortschritt
- lokal beschränkt, dreidimensional
- spannungsfreie Zonen
- Zugspannung hinter Drückwalze
- Druckspannung vor Drückwalze
- Einfluss der Werkzeugbewegung
- Vorzeichenwechsel der Eigenspannungen

*Versagen:*

- Umfangsrisse, Falten, Ablösungen (*Stauchen, Knicken*)
- Falten, Risse, Wulst, innere Schädigung, Ablösungen
- Umfangsrisse durch hohe Axialkräfte

*Kontaktzone:*

- Berechnung mithilfe gedrückter Länge (*analog Flachlängswalzen*)
- Blechbiegung verkleinert Kontaktzone
- Kontaktzone hinter Walzenscheitel (*Zunahme bei hohen Vorschüben  $f$* )

*Kraft:*

- empirische Berechnung
- Kraftverhältnis ist konstant
- hohe Radialkraft infolge hoher Vorschübe  $f$
- Kraftzunahme infolge hoher Einziehverhältnisse  $\Theta$  und Fließspannungen  $k_f$
- Werkzeugbahn beeinflusst Kraftniveau
- qualitative analytische Berechnung
- Energiemethode aufwendig u. am genauesten
- Gleitlinien nicht geeignet
- Kraftangriff im Flächenschwerpunkt
- Einzelkräfte mithilfe Krafteck
- signifikanteste Parameter: Arbeitsradius  $\rho_w$ , Vorschubverhältnis  $f$
- Vielzahl weiterer Einflussfaktoren (*Prozessparameter und Werkzeugbahn*)
- empirische Korrekturfaktoren

---

**Engen und Einziehen**

---

**Drücken und Drückwalzen**

---

*Wandstärke:*

- empirische Berechnung
  - Zunahme infolge Durchmesserreduktion  $\Theta$  und hoher Vorschubverhältnisse  $f$
  - diskontinuierlicher Verlauf
- verbleibt konstant (*Drücken - Theorie*)
  - Einstellung durch Walzspalt (*Drückwalzen*)
  - gleichmäßiger Verlauf bei großem Arbeitsradius  $\rho_w$  und kleinem Vorschubverhältnis  $f$

*Geometrie:*

- Beeinflussung durch Werkzeugpfad und Prozessparameter
  - Optimierung (*IT 8 - IT 10*)
- Vorgabe durch Dorn

*Oberfläche:*

- Wellentiefe statt Rauheit
- analytische Berechnung der Wellenhöhe

*Gefüge:*

- wellig (*ggf. geschädigt*)

*Werkstoffverhalten:*

- Festigkeitzunahme
- Erhöhung infolge kleiner Arbeitsradien  $\rho_w$  und hoher Vorschübe  $f$
- Entfestigung möglich
- inhomogene Verfestigung über Wandstärke möglich

*Wirtschaftlichkeit:*

- Reduktion der Prozesszeit infolge großer Arbeitsradien  $\rho_w$  und Vorschübe  $f$
- durch Reduktion der Umformleistung



Engen und Einziehen	Drücken und Drückwalzen
<i>Prozesszeit:</i>	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• i.d.R. 1 Min. / Werkstück</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• begrenzt durch Werkstückerwärmung</li> </ul>
<i>Prozessauslegung:</i>	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• rein erfahrungsbasiert</li> <li>• Erhöhung des Übergangswinkels in jedem Umformstadium</li> <li>• prozesssichere Geometrie bei <math>\Theta = 1,5</math></li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• empirische Prozessfenster und Bahnplanung (<i>Evolventenform</i>)</li> <li>• wissensbasierte Systeme zur Stadienplankonstruktion</li> <li>• Online-Regelsysteme</li> <li>• Berücksichtigung von Wechselwirkungen notwendig</li> <li>• hohe Umformgrade mit großen Arbeitsradien <math>\rho_w</math></li> <li>• Kühlung bzw. Schmierung notwendig</li> </ul>

Tabelle 2.8: Übertragbares Wissen beim Engen und Einziehen, Drücken und Drückwalzen

Die hohe Flexibilität, insbesondere bei Verzicht auf einen konturgebenden Dorn, machen das inkrementelle Engen jedoch für kleine und mittlere Losgrößen besonders interessant. Zur Nutzung des Verfahrens ist allerdings der Aufbau eines Prozessverständnisses innerhalb mehrerer Themengebiete zwingend erforderlich:

- Analyse der Werkstoffflusses bzw. der Formänderung bei beliebig konturierten Werkstücken, zur Berechnung der resultierenden Wandstärke, zur Dimensionierung des Halbzeugs und zur Vermeidung unerwünschter Werkstückdeformationen.
- Analyse des Spannungszustandes zum mechanischen Verständnis bzw. zur Vermeidung von Versagensfällen.
- Berechnung der Umformkraft zur Dimensionierung der Umformmaschine bzw. zur Reduktion der Prozessdauer.
- Bestimmung der resultierenden Oberflächenqualität.
- Analyse der Umformtemperatur zur Bestimmung der erforderlichen Werkstückkühlung und zur Reduktion der Prozessdauer.

Des Weiteren sind zur Abschätzung potenzieller Anwendungsgebiete folgende Themen zu klären:

- Beeinflussung der mechanischen Werkstückeigenschaften wie Festigkeit, Werkstoffgefüge und Eigenspannungen durch den Umformprozess.
- Analyse herstellbarer Werkstückgeometrien.

Vor dem Hintergrund der hohen Flexibilität erscheint der Einsatz von Optimierungsverfahren zur Erreichung von Sollgrößen beim inkrementellen Engen unabdingbar. Die Fähigkeit solcher Methoden wurde bereits in [114] zur Steigerung der Werkstückqualität unter Beweis gestellt. Ohne jedoch physikalische oder phänomenologische Beschreibungen der prozessimmanenten Ursache-Wirkungs-Beziehungen zur Verfügung zu stellen, ist jedoch die Erarbeitung übertragbarer Kriterien zur Prozessauslegung ausgeschlossen.

### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit liegt in der Identifikation von Ursache-Wirkungs-Prinzipien für das inkrementelle Engen. Durch Anwendung physikalisch oder phänomenologisch begründeter Modelle soll erstmalig ein Prozessverständnis aufgebaut und Kriterien zur Prozessauslegung entwickelt werden. Es sollen Vorgehensweisen zur direkten Berechnung einzelner Prozessgrößen erarbeitet werden. Die praktische Anwendbarkeit der Berechnungsgrundlagen ist dabei stets zu berücksichtigen. Das Ziel wird motiviert von der allgemein üblichen Vorgehensweise bei der Verwendung von Drückverfahren, insbesondere dem Engen. Diese basieren fast ausschließlich auf dem persönlichen Erfahrungswissen des involvierten Personenkreises, sodass größtenteils eine kostenintensive Trial-and-Error-Vorgehensweise Anwendung findet. Demgegenüber soll mithilfe übertragbarer Kriterien eine zielgerichtete Auslegung des Verfahrens möglich sein.

Die Untersuchungen sollen insbesondere eine Beschreibung von Formänderungen, Spannungen, Umformkräften und Versagensfällen ermöglichen. Ebenso sollen anhand einer beispielhaften Werkstückgeometrie die erzielte Maßhaltigkeit und die mechanischen Kenngrößen analysiert werden. Dabei sollen nicht nur Prozess- und Werkzeugparameter, sondern auch der Einfluss der Werkzeugbahn Berücksichtigung finden.

Die Bearbeitung der Aufgabenstellung erfolgt im großen Umfang auf experimentellem Wege unter Anwendung einer statistischen Versuchsplanung. Ergänzend werden Simulationen mittels FEM hinzugezogen. Beobachtete verfahrenstypische Effekte werden zu theoretischen Modellen überführt. Die gewählte Vorgehensweise zur Abhandlung der Aufgabenstellung ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Bei der Bearbeitung wird hauptsächlich zwischen Prozess- und Bauteileigenschaften unterschieden. Anhand eines Bauteilspektrums erfolgt dazu in *Kapitel 4*

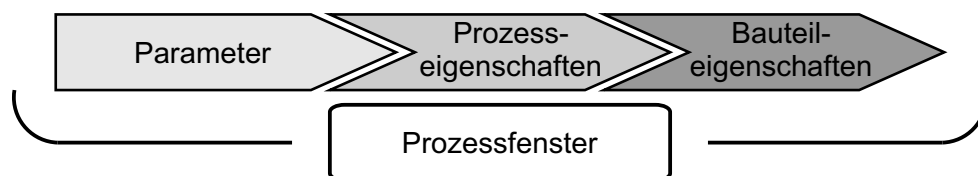


Abbildung 3.1: Schematische Darstellung der zu analysierenden Themengebiete

zunächst die Festlegung einer Werkstückgeometrie. Zielgrößen und Prozessparameter werden definiert und die verwendeten Versuchstechniken vorgestellt. Eine Betrachtung der Prozesseigenschaften findet anschließend in *Kapitel 5* statt. Auf eine Charakterisierung der resultierenden verfahrenstypischen Bauteileigenschaften wird in *Kapitel 6* eingegangen. Als Synthese findet in *Kapitel 7* eine Bewertung der Untersuchungsergebnisse statt. Hierbei werden Kriterien zur Prozessauslegung und Bahnplanung zusammenfassend behandelt. Abschließend wird die Anwendbarkeit der Kriterien anhand von drei Fallstudien vorgestellt. Die Möglichkeiten weiterführender Untersuchungen werden in *Kapitel 8* aufgezeigt.

## 4 Versuchseinrichtungen und Versuchsauswertung

Aufgrund der kinematischen Gestalterzeugung bietet das untersuchte Umformverfahren eine Vielzahl herstellbarer Bauteilgeometrien. Zum Studium der Prozesscharakteristika ist allerdings die Definition einer einfach zu beschreibenden, jedoch ebenso repräsentativen *Werkstückgeometrie* notwendig. Daher wird zunächst ein *Bauteilspektrum* erarbeitet, auf dessen Grundlage die Auswahl der Geometrie erfolgt.

Neben den Details der gewählten Geometrie werden ebenso sämtliche *experimentellen Randbedingungen* vorgestellt. Anhand der Parametervielfalt ist der Einsatz statistischer Methodiken zur *Versuchsplanung* Kernstück der experimentellen Prozessanalyse.

### 4.1 Bauteilspektrum

Insbesondere durch den Verzicht eines konturgebenden Dorns eröffnet das inkrementelle Engen ein weitreichendes Einsatzgebiet. Zur systematischen Abdeckung prinzipiell möglicher Gestaltungsoptionen eignet sich die Angabe eines Bauteilspektrums. In Abbildung 4.1 wird ein solches Spektrum für das inkrementelle Engen aufgezeigt, wobei das Ziel nicht einer umfassenden Darstellung, sondern vielmehr der Visualisierung von Basiselementen entspricht. Dazu sind mögliche Gestaltungselemente in drei Rubriken gegliedert, welche zylindrische, konische und beliebig gekrümmte Bauteilbereiche enthalten. Die Fortführung dessen durch Kombination einzelner Elemente aus unterschiedlichen Rubriken zu einem gewünschten Bauteil ist durch die geringe Werkzeugbindung beliebig möglich. Die Anordnung mehrerer Bauteilsegmente zu einem vollständigen Bauteil wird ebenfalls nur beispielhaft bis zur dritten Ebene durchgeführt. Prinzipiell kann jedoch eine Erweiterung zu einer beliebig hohen Anzahl an Segmenten erfolgen.

### 4.2 Werkstückgeometrie

Wesentliche geometrische Besonderheit der prinzipiell herstellbaren Geometrien beim inkrementellen Engen ist der Hinterschnitt. Für eine repräsentative Untersuchung ist somit eine Berücksichtigung dessen bei der Werkstückauswahl zwingend notwendig. Allerdings ist zur

	Zylindrisch	Konisch	Beliebig gekrümmt						
1 Seg.	1.1.	2.1.	3.1.2.	3.1.2.					
2 Seg.	1.2.	2.2.1.	2.2.2.	2.2.3.	2.2.4.	3.2.1.	3.2.2.	3.2.3.	3.2.4.
3 Seg.	1.3.1.	1.3.2.	2.3.1.	2.3.2.	2.3.3.	3.3.1.	3.3.2.	3.3.3.	3.3.4.

Abbildung 4.1: Bauteilspektrum für das inkrementelle Engen

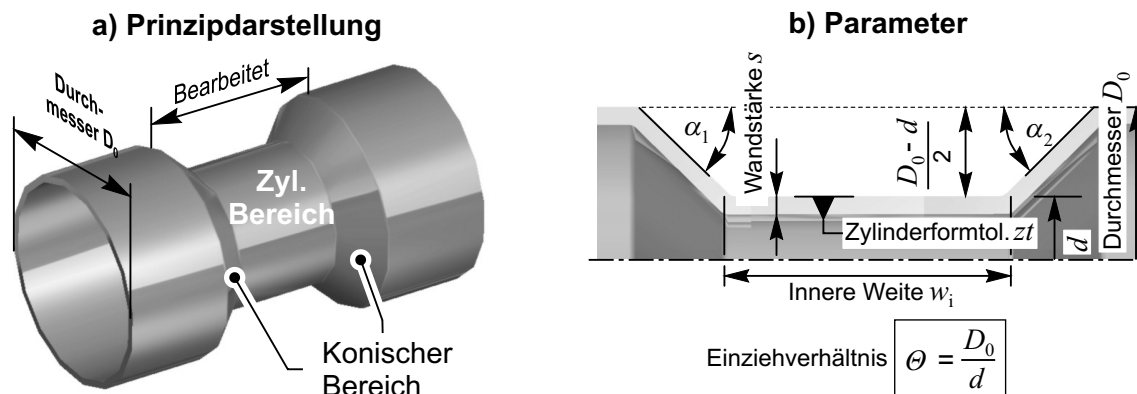


Abbildung 4.2: Ausgewählte Bauteilkontur

grundlagenorientierten Untersuchung zunächst eine möglichst einfache Geometrie zu bevorzugen.

In Abbildung 4.2 a) ist die gewählte Geometrie dargestellt, welche aus drei Segmenten besteht. Die Geometrie enthält eine zylindrische Durchmesserreduktion im mittleren Bereich des Bauteils und somit die Besonderheit eines Hinterschnitts. Als Übergang zum Ausgangsdurchmesser dienen zwei konische Bauteilbereiche. Verglichen mit dem erarbeiteten Bauteilspektrum in Abbildung 4.1 ist der gewählte Demonstrator eine Erweiterung der Geometrie 1.3.2 um konische Elemente, wie sie im Fall 2.3.3 beschrieben werden.

Die gewählte Geometrie erlaubt eine parametrische Beschreibung der Kontur. Diese wird in Abbildung 4.2 b) präsentiert. Somit werden bei der Analyse der gefertigten Bauteile die erreichten Einziehungswinkel,  $\alpha_1$  und  $\alpha_2$ , das Einziehverhältnis  $\Theta = D_0/d$ , die Wandstärke  $s$  im umgeform-

Parameter	Variable	Betrag
Einziehwinkel	$\alpha_1 = \alpha_2$	45°
Einziehverhältnis	$\Theta = D_0/d$	1,50
Innere Weite	$w_i$	$(D_0/2)$ mm

Tabelle 4.1: Geometrieparameter

ten Bereich sowie die Länge des eingezogenen Zylinders  $w_i$  auf Maßhaltigkeit untersucht. Die Festlegung der einzelnen Sollwerte erfolgt in Anlehnung an bislang dokumentierte Werte, die eine prozesssichere Herstellbarkeit erlauben. Die Zuordnung ist der Tabelle 4.2 zu entnehmen. Der Einfachheit halber werden identische Beträge für die Einziehwinkel gewählt,  $\alpha_1 = \alpha_2$ .

### 4.3 Versuchsstand

Für die Durchführung der experimentellen Untersuchungen wird eine konventionelle Drückmaschine vom Typ *Leifeld Leicomat APED 350 CNC* eingesetzt. Der Versuchsstand ist in Abbildung 4.3 a) dargestellt. Das Werkstück wird mittels Dreibackenfutter fixiert und in Rotation versetzt. Der Reitstock verfügt über eine konische Zentriervorrichtung und dient im untersuchten Fall sowohl zur Unterdrückung der Werkstücklängung als auch zur Vermeidung einer Biegung am Werkstückende, nicht jedoch zur axialen Vorspannung. Es werden Versuche mit und ohne Reitstockunterstützung durchgeführt. Die Maschine verfügt über hydraulisch angetriebene Verfahrachsen, die mittels CNC-Steuerung bedient werden. Die Steuerung ist derart ausgelegt, dass die vorgegebene Vorschubgeschwindigkeit  $v$  unabhängig von der programmierten Bewegungsrichtung entlang der Bahnkurve konstant gehalten wird. Die wichtigsten Kennzahlen der verwendeten Maschine sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst. Der maximale Werkstückdurchmesser wird über die Spitzenhöhe, die maximale Werkstücklänge über die Spitzenweite angegeben. Alle Versuche werden ohne äußere Wärmezufuhr bzw. ohne Kühlung durchgeführt. Als Wiederholgenauigkeit der Maschine bei der Positionierung der Drückwalze wurde ein Wert kleiner als 0,01 mm ermittelt. Die Analyse der Fertigungstoleranz bei der Herstellung der beschriebenen Bauteilgeometrie erweist sich mit einer Abweichung von maximal  $\pm 0,25\%$  vom gewünschten Sollmaß als äußerst gering. Somit wird von einer überdurchschnittlich hohen Reproduzierbarkeit ausgegangen.

Abbildung 4.3 b) zeigt exemplarisch den verwendeten Drückwalzentyp. Dieser ist symmetrisch ausgeführt, um beidseitig gleiche Bedingungen am Übergang zwischen dem Arbeitsradius  $\rho_w$  und der Werkzeugschulter zu gewährleisten. Auf die analysierten Arbeitsradien wird in Ta-

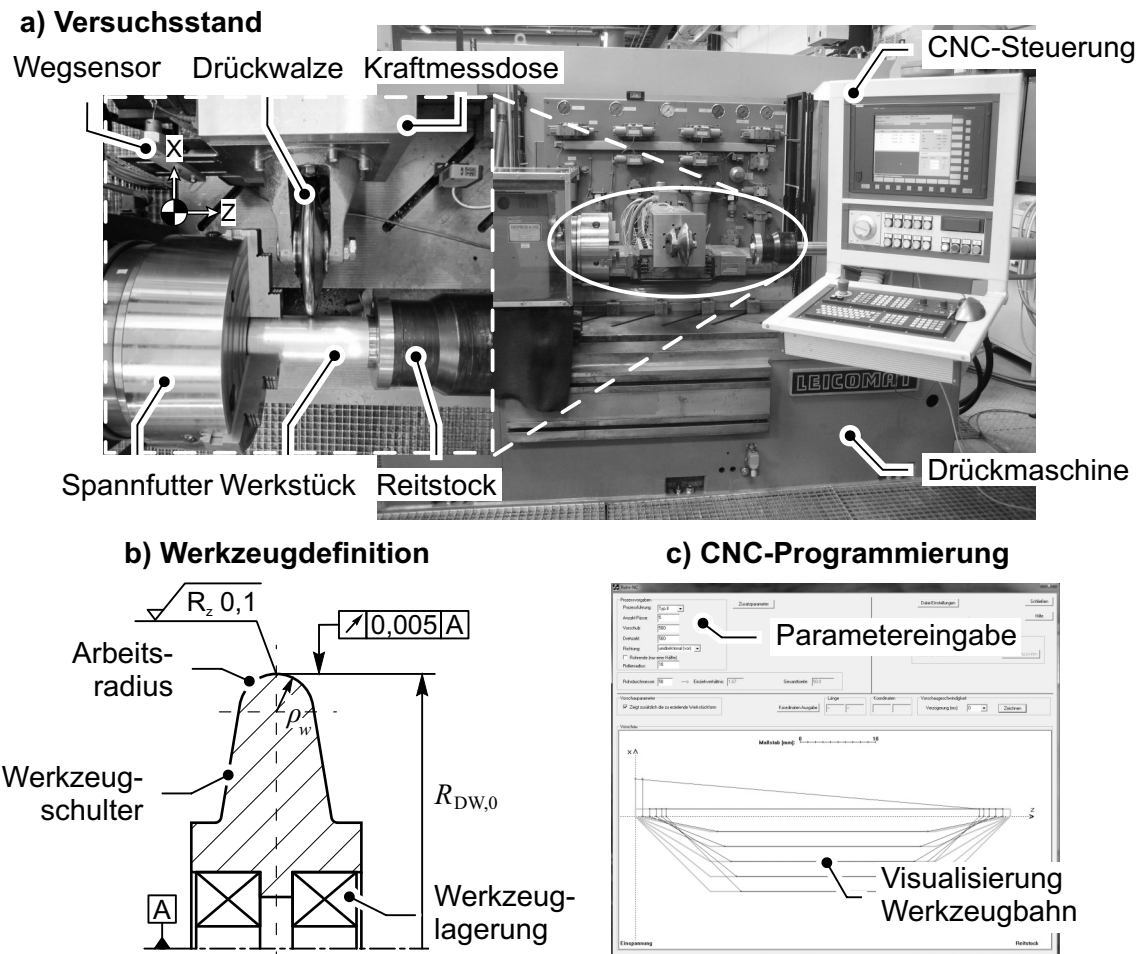


Abbildung 4.3: Versuchsstand

belle 4.4 eingegangen. Der Walzenradius von  $R_{DW} = 100$  mm wird bei den Untersuchungen nicht variiert. Alle Drückrollen sind aus dem Werkzeugstahl 1.2379 hergestellt, auf eine Härte  $HRC > 60$  gehärtet und am Arbeitsradius auf eine Rauheit von  $R_z = 1$  poliert. Zur Aufnahme der Drückrolle wird eine beidseitig abstützende Einspannvorrichtung verwendet. Die Lagerung der Drückrolle erfolgt in der Rolle selbst mithilfe zwei gegeneinander verspannter Schrägrollenlager, um eine spielfreie Fixierung des Umformwerkzeugs zu ermöglichen.

Zur Messung der Umformkräfte wird eine Dreikomponenten-Kraftmessdose auf Piezokristallbasis des Herstellers *Kistler* verwendet. Wie in Abbildung 4.4 dargestellt, entsprechen die gemessenen Kräfte verfahrensbedingt jedoch nicht direkt den tatsächlichen Kraftkomponenten am Werkstück. Eine Abschätzung des hieraus resultierenden Fehlers wurde bereits von [45] für einen vergleichbaren Messaufbau durchgeführt und als vernachlässigbar bewertet, sodass auf



Kategorie	Größe	Betrag
Abmessungen	Spitzenhöhe	400 mm
	Spitzenweite	1050 mm
Hauptspindel	Antriebsleistung	24 kW
	Spindeldrehzahl	20 - 2000 U/min (stufenlos)
Vorschubachse X	Verfahrweg	275 mm
	Geschwindigkeit	0 - 5800 mm/min
	Kraft	39 kN
Vorschubachse Z	Verfahrweg	615 mm
	Geschwindigkeit	0 - 6700 mm/min
	Kraft	65 kN
Reitstock	Verfahrweg	650 mm
	Anpresskraft	19 kN
Steuerung	Siemens Sinumerik 840D	

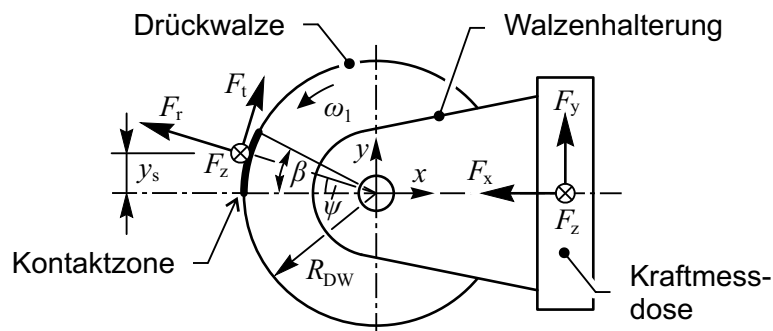
Tabelle 4.2: Maschinendaten *Leicomat APED 350*

Abbildung 4.4: Zerlegung der gemessenen und tatsächlich wirkenden Prozesskräfte

eine erneute Abschätzung an dieser Stelle verzichtet wird. Es wird folglich von einer direkten Kraftzuordnung ausgegangen, Gl. (4.1) - Gl. (4.3).

$$F_t \approx F_y \quad (4.1)$$

$$F_r \approx F_x \quad (4.2)$$

$$F_{z,WZ} = F_{z,Mess} = F_z \quad (4.3)$$

Als Wegaufnehmer werden Seilzugpotentiometer eingesetzt, Typ *Disynet SP1-25* in Z-Richtung, Typ  $\mu\epsilon$  *WPS-150-MK30* in X-Richtung. Die Messwertverarbeitung erfolgte unter

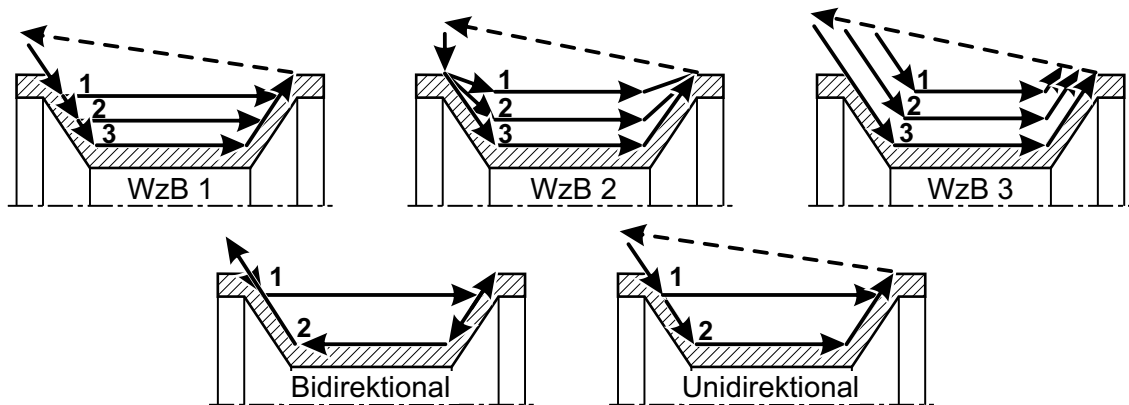


Abbildung 4.5: Analyzierte Werkzeugbahnen (WzB)

Verwendung der Software *Labview* 8.5 mit einer Abtastrate von 1 kHz. Zur Erzeugung der benötigten NC-Bahnen wurde eine PC-basierte und auf den Einziehvorgang spezialisierte Programmierumgebung entwickelt, siehe Abbildung 4.3 c). Der parametrisierte Aufbau erlaubt die Festlegung einer gewünschten Prozesseinstellung mittels grafischer Bedienoberfläche. Daneben wird die generierte Werkzeugbahn als Bewegungssimulation abgebildet.

#### 4.4 Werkzeugbahnen

Die Herstellung der gewünschten Bauteilgeometrie ist anhand der frei wählbaren Verfahrbewegung des Werkzeuges auf unterschiedlichem Wege möglich. Zur Untersuchung des Effektes der Werkzeugbahn werden drei verschiedene Bahnbewegungen mit je zwei Variationsmöglichkeiten definiert und miteinander verglichen. Eine schematische Darstellung ist Abbildung 4.5 zu entnehmen.

Bei jeder Werkzeugbahnvariante wird eine sukzessive Reduktion des Durchmessers in mehreren Umformstadien durchgeführt. Bei der ersten Werkzeugbahn, *WzB 1*, werden die Winkel der Übergangskonen in jedem Umformstadium direkt auf das gewünschte Sollmaß gefertigt. Bei der Fertigungsverfahren *WzB 2* werden die Umformstadien insofern kontinuierlich variiert, als dass der Betrag des Einzieh winkels im konischen Bauteilbereich mit dem Prozessfortschritt zunimmt und erst im letzten Umformstadium den geforderten Sollbetrag erreicht. Diese Vorgehensweise findet in Anlehnung an [61] statt. Bei der Prozessführung im Rahmen der *WzB 3* wird die Länge der im Durchmesser reduzierten Zone - Innenweite  $w_i$  - sukzessive mit der Stadiennummer vergrößert. Die Formgebung im konischen Bauteilbereich findet dem Betrage nach direkt mit dem Sollwert statt. Zur sequenziellen Anordnung der Umformstadien wird eine pendelnde Verfahrbewegung - bidirektional - als auch eine stets gleichgerichtete Vorge-

Werkstoff	WS Nummer	Anfangsfließ- spannung $k_{f,0}$ in MPa	Zug- festigkeit $R_m$ in MPa	Durch- messer $D_0$ in mm	Wand- stärke $s_0$ in mm
Al SiMgV	EN AW-6008	135	244	76,5	2,55
S275 JR	1.0044	270	500	76	1,5
C22 (geglüht)	1.0402	314	474	60 bzw. 70	2,0 bzw. 1,5
C22 (zughart)	1.0402	568	635	70	1,5
CrNi 1810	1.4301	380	665	70	2,0
27MnCrB5	1.7182	680	850	70	1,5

Tabelle 4.3: Werkstoffkennwerte

hensweise - unidirektional - berücksichtigt. Wird auf einen Reitstock verzichtet, findet die unidirektionale Vorgehensweise stets als Gleichlaufvariante Anwendung. Bei Verwendung eines Reitstocks ist eine solche Unterscheidung prinzipiell nicht mehr möglich.

## 4.5 Werkstoffe und Halbzeuge

Für eine experimentelle Untersuchung werden ein Aluminium- und vier unterschiedliche Stahlwerkstoffe herangezogen, wobei die Stahlsorte C22 in zwei unterschiedlichen Vergütungszuständen betrachtet wird, Tabelle 4.3. Nach [141] liegt der bevorzugte Einsatzbereich der ausgewählten Halbzeuge auf den Gebieten des allgemeinen Maschinenbaus, in der Medizintechnik, der Chemietechnik und bei Antriebs- und Getriebeteilen. Die ausgewählte Aluminiumlegierung wird bevorzugt bei Leichtbaukonstruktionen eingesetzt. Als Halbzeuge für die experimentellen Untersuchungen werden ausschließlich längsnahtgeschweißte Stahlrohre und stranggepresste Aluminiumrohre verwendet. Die Ausgangswandstärken decken einen Bereich von  $1,5 < s_0 < 2,5$  mm ab. Es werden Rohrabmessungen zwischen  $30 < D_0/s_0 < 47$  betrachtet, sodass stets von dünnwandigen Rohren ausgegangen werden kann. Der Werkstoff C22 im geglühten Zustand wird in zwei unterschiedlichen  $D_0/s_0$ -Verhältnissen untersucht. Die Einhaltung der angegebenen Herstellungstoleranzen nach DIN 11850 von  $\Delta s_0 = \pm 0,1$  mm und  $\Delta D_0 = \pm 0,25$  mm bzw.  $\pm 0,30$  mm wird bei allen Werkstücken erfüllt. Zur Versuchsdurchführung werden Rohlinge mit einer Ausgangslänge von  $l_0 = 250$  mm verwendet.

Zur Ermittlung der Werkstoffkennwerte wird ein konventioneller Flachzugversuch nach DIN EN ISO 6821-1 verwendet und mithilfe einer Universalprüfmaschine des Typs *Zwick 250* durchgeführt. Entlang der Rohrlängsachse werden dazu Flachzugproben mit einer Gesamtaus-

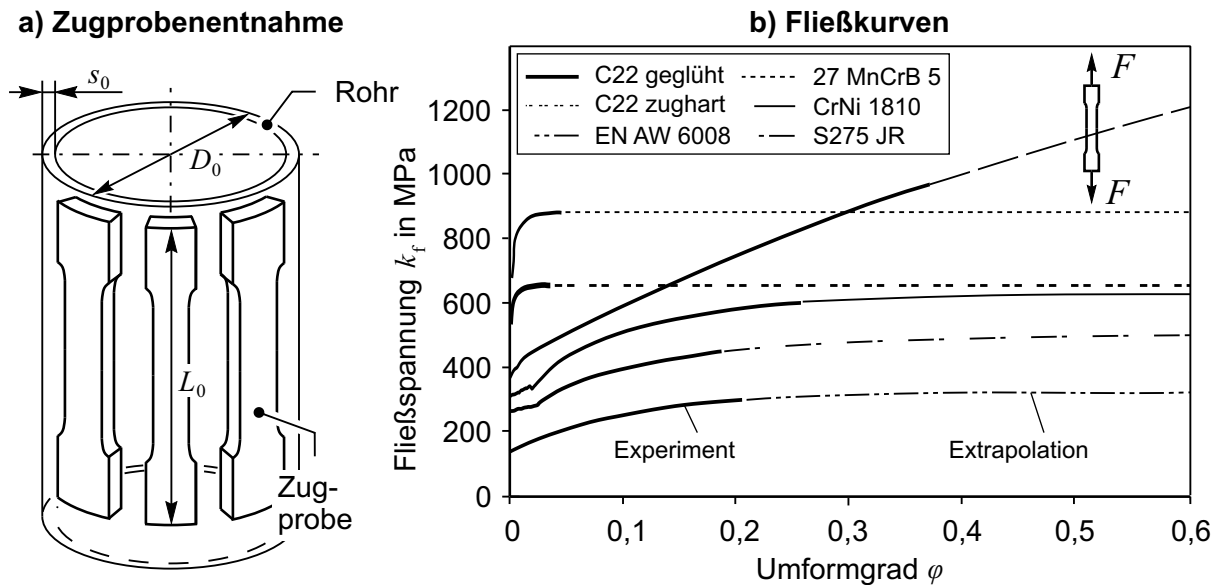


Abbildung 4.6: Fließkurvenermittlung

ganglänge von  $L_0 = 165$  mm mithilfe eines Schneidlasers aus den Werkstücken entnommen, Abbildung 4.6 a). Die verwendeten Proben weisen demnach eine Krümmung der Oberfläche auf. Folglich ist davon auszugehen, dass die Krümmung der Probengeometrie die Quantität der Messergebnisse beeinflusst. Allerdings wird auf den Mehraufwand zur Durchführung rohrspezifischer Versuche, wie beispielsweise des Rohrstauch- oder -berstversuchs, jedoch bewusst verzichtet, da nicht quantitativ genaue Werkstoffkennwerte, sondern vielmehr die qualitative Abdeckung eines breiten Werkstoffspektrums im Vordergrund der Arbeiten steht. Das Ergebnis der Fließkurvenermittlung ist der Abbildung 4.6 b) zu entnehmen. Es werden Werkstoffe mit Anfangsfließspannungen im Bereich  $135 \leq k_{f,0} \leq 680$  MPa und Bruchdehnungen im Bereich  $4 \leq A \leq 40\%$  betrachtet. Die Streuung der Messwerte liegt bei  $\pm 3,5\%$ . Die Extrapolation der Fließkurven auf größere Bereiche des Umformgrads  $\varphi$  erfolgt mithilfe des Verfahrens nach VOCE [142]. Tabelle 4.3 gibt Auskunft über die ermittelten Werkstoffkennwerte.

## 4.6 Versuchsplanung

Zur Untersuchung des Prozesses werden ausschließlich statistisch geplante Versuche verwendet. Auch die Auswertung der Ergebnisse findet unter Anwendung statistischer Modellierungen statt. Die Darstellung qualitativer Prozesscharakteristika, ihrer Signifikanzen und die Beschreibung möglicher Wechselwirkungen wird durch den Einsatz von Screening-Experimenten erfüllt, siehe [143], sodass dieser Versuchsplantyp ausschließlich zum Einsatz kommt. Zur Reduktion

Kategorie	Parameter	Variable / Abkürzung	Bereich
<i>Werkzeug</i>	Arbeitsradius	$\rho_w$	2; 8 mm
<i>Prozess</i>	Drehzahl	$n$	200; 500 U/min
	Vorschubgeschw.	$v$	100; 500 mm/min
	Werkzeugbahn	WzB	Typ 1; 2; 3
	Vorschubrichtung	$f_d$	uni-; bidirektional
	Anz. Umformstadien	$N$	4; 10
	Reitstock	RST	ja; nein
<i>Halbzeug</i>		s. Tab 4.3	

Tabelle 4.4: Variierte Versuchsparameter

Kategorie	Parameter	Variable / Abkürzung	Betrag
<i>Maschine</i>	Versuchsstand	-	Leifeld Leicomat
	Kühlung	-	nein
<i>Werkzeug</i>	Radius	$R_{DW}$	100 mm
	Anzahl	-	1
	Rauheit	$R_z$	1 $\mu\text{m}$
<i>Prozess</i>	Einziehverhältnis	$\Theta$	1,5
	Reibung	$\mu_{Fuge}$	0,1 (FEA)
	Werkzeugtemp.	-	keine Temperierung

Tabelle 4.5: Nicht variierte Versuchsparameter

der notwendigen Versuchsanzahl wird vereinfachend davon ausgegangen, dass nur die analysierten Prozessgrößen sich gegenseitig beeinflussen können (zweifache Wechselwirkung). Die Interaktion von Wechselwirkungen miteinander zu einem neuen Effekt - Wechselwirkungen höherer Ordnung - werden vernachlässigt. Folglich ist zur Auswertung signifikanter Effekte ein vollfaktorieller Versuchsplan nicht zwingend notwendig. Zusätzlich erlaubt die in Vorversuchen nachgewiesene hohe Reproduzierbarkeit die Reduktion der Anzahl an Wiederholungsversuchen. Ergänzend werden zur Bestätigung der statistischen Modellierungen Versuche auf abweichenden Parameterniveaus durchgeführt und auf Übereinstimmung zur Modellprognose untersucht. Die Auswahl der analysierten Parameter und ihrer einzelnen Wertebereiche erfolgt in Anlehnung an den recherchierten Kenntnisstand, z.B. in [2] oder [20], und ist in Tabelle 4.4 aufgelistet. Eine Zusammenstellung konstant verbleibender Versuchsparameter ist der Tabelle 4.5 zu entnehmen.

Zur weiteren Reduktion der erforderlichen Versuchsanzahl werden aufeinander aufbauend zwei Untersuchungsschwerpunkte mit unterschiedlichen Versuchsplänen betrachtet. Die Betrachtung sämtlicher Versuchsparameter findet zunächst unter Beschränkung auf den Werkstoff C22 in geglühtem Zustand statt. Hierfür ist die Durchführung von 32 Versuchen und drei Bestätigungsexperimenten erforderlich. Entgegen der üblichen Modellierung von Screening-Untersuchungen ist der Parameter der Werkzeugbahn auf drei Faktorstufen zu berücksichtigen, Tabelle 4.4. Bei konventioneller Vorgehensweise innerhalb der Screening-Experimente sind jedoch ausschließlich nur zwei Faktorstufen möglich. Um dennoch standardisierte Methoden zur Planung von Screening-Experimenten verwenden zu können, wird hierbei ein Konstrukt aus drei einzelnen Versuchsplänen verwendet, in denen die Bahnstrategie jeweils nicht variiert wird. Aufgrund der in [61] dokumentierten Empfehlung zur Verwendung von Werkzeugbahn 2 werden hierbei 16 Versuche durchgeführt. Die Werkzeugbahnen 1 und 3 werden in jeweils acht unterschiedlichen Parametervariationen betrachtet. Der verwendete Versuchsplan ist im Anhang der Arbeit in Tabelle A.1 wiedergegeben.

Die Analyse unterschiedlicher Werkstoffe erfolgt unter reduziertem Parameterumfang. Hierbei wird auf die Variation der Werkzeugbahn verzichtet. Alle Versuche werden mit Werkzeugbahn 2 durchgeführt. Jeder Werkstoff wird mit einem identischen Versuchsplan, bestehend aus 16 Einzel- und fünf Bestätigungsversuchen, untersucht. Der entsprechende Versuchsplan ist in Tabelle A.2 im Anhang dokumentiert.

Neben den bereits in Tabelle 4.2 beschriebenen geometrischen Zielgrößen des betrachteten Bauteildemonstrators werden als weitere Werkstückkenngrößen die Oberflächenbeschaffenheit und die Eigenspannungen untersucht. Ebenso werden unerwünschte Deformationen mit individuellen Messgrößen spezifiziert, auf die an entsprechender Stelle detaillierter eingegangen wird. Als Prozessgrößen werden Umformkräfte analysiert. In einigen Fällen werden hierzu weitere, individuell geplante Versuche durchgeführt, deren Beschreibung ebenfalls im jeweiligen Kapitel erfolgt.

### 4.7 Messwertermittlung

Zur Erfassung geometrischer Kenndaten der gefertigten Werkstücke wird ein taktiles 3D-Koordinatenmessgerät des Typs *Zeiss Prismo Vast 5 HTG* eingesetzt. Als Wiederholgenauigkeit des Messvorgang wird unter Berücksichtigung der verwendeten Apparaturen zur Fixierung der Werkstücke ein Wert von 0,002 mm experimentell bestätigt. Anhand einer Gegenüberstellung des äußeren und inneren Wandstärkeprofils erfolgt die Berechnung des Wandstärkeverlaufs über

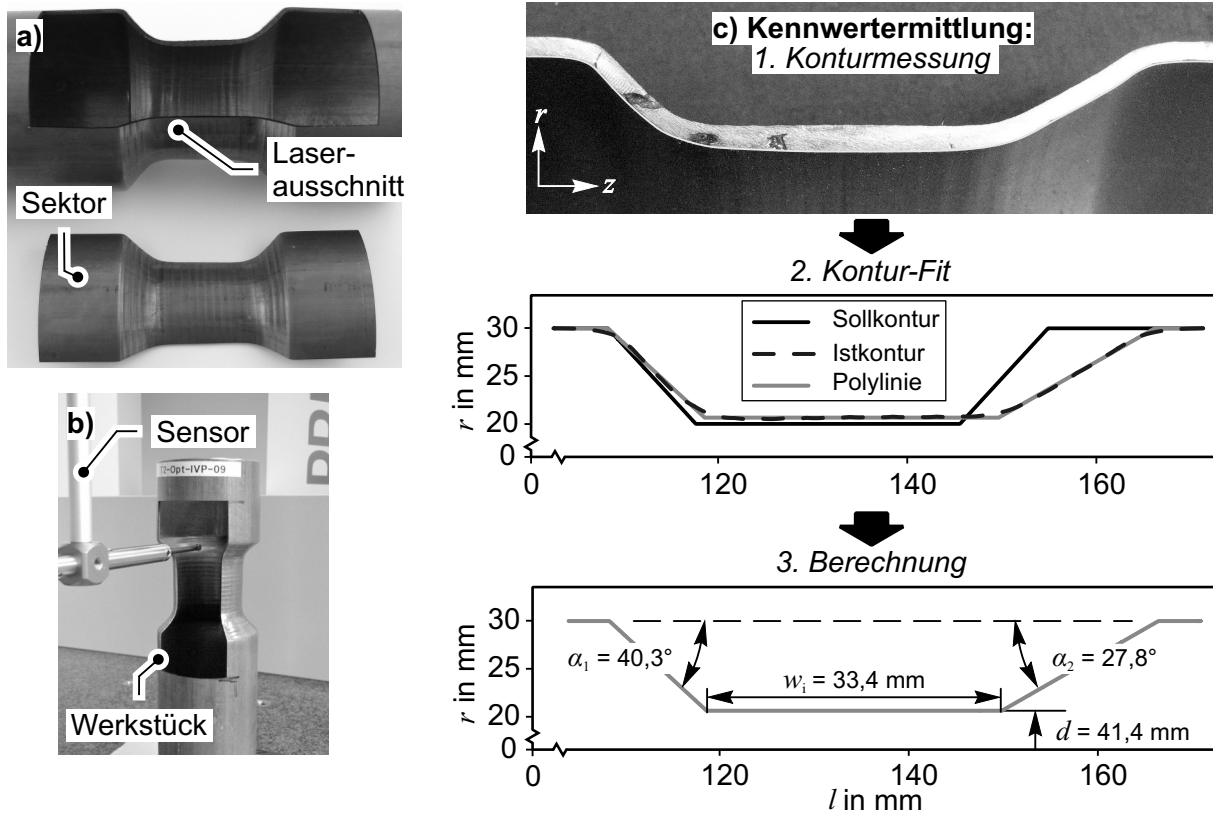


Abbildung 4.7: Konturanalyse: a) Präparation b) Vermessung c) Kennwertermittlung

der Bauteillänge. Voraussetzung hierfür ist die Zugänglichkeit des Tastkopfes auf der Werkstückinnenseite. Dazu wird ein Sektor des Werkstücks im Anschluss an den Umformvorgang mithilfe einer Laserschneidanlage entfernt, Abbildung 4.7 a) und b). Durch die Beibehaltung des geschlossenen Kreisquerschnitts der Werkstücke wird somit eine unerwünschte Deformation durch frei werdende Eigenspannungen vermieden.

Für die Bestimmung der zu untersuchenden geometrischen Kenngrößen wird auf ein Analyse-makro zurückgegriffen, dessen Ablauf in Abbildung 4.7 c) visuell dargestellt ist. Das Makro ist in der GPL-Entwicklungsumgebung R in der Version 2.13.1 erstellt und auf einem Windows-PC ausführbar. Das taktil gemessene Oberflächenprofil der 3D-Koordinatenmessung wird dabei als Eingangsdatensatz eingelesen. Gemäß der geforderten Sollkontur wird eine Kontur, bestehend aus abschnittsweise linearen Elementen, an die gemessene Kontur mithilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate angeglichen. Die Entnahme der geometrischen Zielgrößen erfolgt anhand der angeglichenen Polylinie. Für eine Auswertung der Zylinderformtoleranz  $z_t$  des reduzierten Durchmesserbereiches, Abbildung 4.2, wird die Funktionalität der Standardabweichung  $\Delta x$  angewandt. Dabei kennzeichnet eine niedrige Standardabweichung eine geringe Variation des Durchmessers über der Bauteillänge.

Neben geometrischen Größen werden weitere Bauteileigenschaften analysiert. Zur Ermittlung der Makrohärte wird ein Härteprüfer des Typs *Wolpert Dia-Testor 2* eingesetzt. Gemäß DIN EN ISO 6507-1 wird bei allen verwendeten Werkstücken die Härte nach Vickers mit einer Prüfkraft von 9,81 N ermittelt.

Die Bestimmung des Oberflächenprofils erfolgt nach DIN EN ISO 4287. Hierfür wird ein Rauheitsmessgerät des Typs *Mahr Perthometer S2* mit einem Tastkopf *RFHTB 250* eingesetzt. Durch Einsatz des Profilters nach DIN EN ISO 11562 werden die aufgezeichneten Messwerte in kurzwellige Anteile zur Bestimmung von Rauigkeitskenngrößen und langwellige Anteile zur Ermittlung der Welligkeit unterteilt.

Zur Bestimmung der Umformtemperatur während der Umformung wird an ausgewählten Versuchen eine Thermografiekamera des Herstellers *Agema* Typ *Thermovision 570* eingesetzt. Bei den zu untersuchenden Stahlwerkstoffen wird ein Emissionskoeffizient von  $\epsilon = 0,6$  verwendet. Die Durchführung der Messung verlangt allerdings eine Beeinträchtigung maschinenseitiger Sicherheitseinrichtungen, sodass ein erhöhter Versuchsaufwand entsteht, welcher nur für eine reduzierte Versuchsanzahl durchgeführt werden kann. Als alternative Möglichkeit zur Einschätzung der Umformtemperatur innerhalb der restlichen Versuche wird daher eine Auswertung entstehender Anlassfarben herangezogen. Anhand einer vordefinierten Referenzskala zwischen 1 und 5, wobei 1 keinerlei Verfärbung bedeutet, werden gefertigte Werkstücke kategorisch eingeteilt. Eine identische Vorgehensweise der Bewertung wird bei der Analyse oberflächennaher Ablösungen durchgeführt. Exemplarische Werkstücke zur Einordnung der verwendeten Skala sind in den entsprechenden Kapiteln aufgeführt.

Zur Messung der Eigenspannungen im Werkstück wird die Bohrlochmethode eingesetzt. Das verwendete Messgerät *RS - 200 Milling Guide System* der *Vishay Measurements Group GmbH* erlaubt die Analyse der Spannungen sowohl an der Oberfläche als auch entlang der Wandstärke. Hiermit sind Informationen bis zu einer Tiefe von etwa einem Bohrlochdurchmesser messbar. Der verwendete Bohrlochdurchmesser beträgt  $d_{Bohr} = 0,5$  mm. Weitere Informationen zur Auswertemethodik sind in [144] dokumentiert.

## 4.8 FE-Modelle

Zur Untersuchung innerer Prozess- und Werkstückgrößen, wie beispielweise der Spannung, wird auf eine Prozesssimulation mittels finiter Elemente zurückgegriffen. Die Kombination einer dreidimensionalen FEA inkrementeller Umformvorgänge mit Volumenelementen ist allerdings mit erheblichen Rechenzeiten und Rechenleistungen verbunden [29]. Um dennoch die



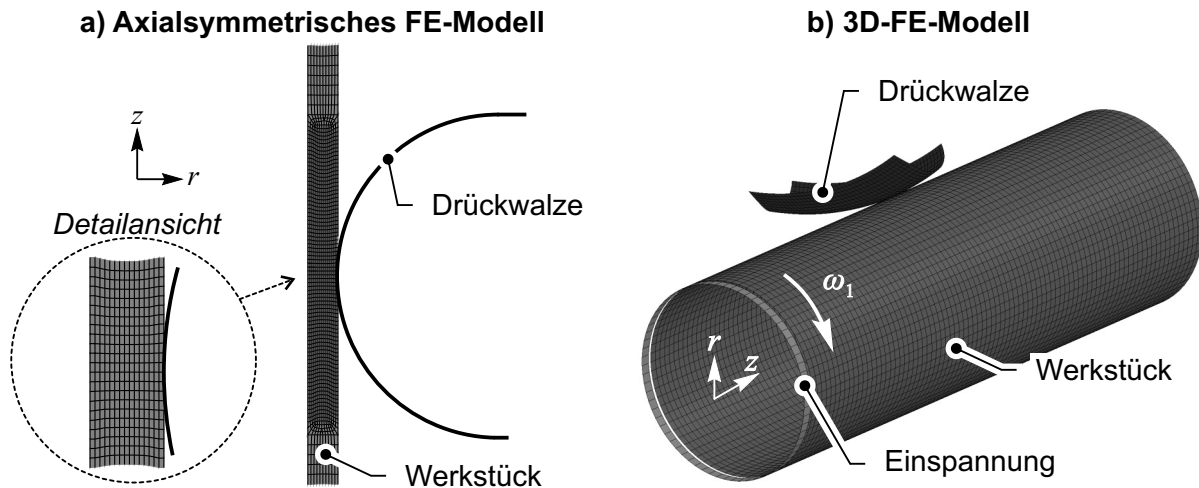


Abbildung 4.8: Eingesetzte FEM-Modelle

Analyse einer lokalen Umformung als auch der Umformvorgänge entlang der Wandstärke zu ermöglichen, werden zwei unterschiedliche Simulationsmodelle eingesetzt. In beiden Modellen werden die Umformwerkzeuge als starre Körper angenommen. Es wird ein elastoplastisches Materialmodell mit isotroper Verfestigung verwendet. Als Materialcharakteristik dient die Fließkurve des Werkstoffs C22 in geglühtem Zustand aus Abbildung 4.6. Der Reibungskoeffizient in der Wirkfuge wird mit  $\mu_{Fuge} = 0,1$  festgelegt. Die Kontaktformulierung erfolgt als Penalty-Kontakt (*Surface to Surface*). Die starre Oberfläche der Drückwalze wird als Master-Fläche, die des Werkstücks als Slave definiert.

Als erstes Modell wird zur Analyse des Umformvorgangs entlang der Werkstückwandstärke vereinfachend auf ein rotationssymmetrisches Simulationsmodell unter Verwendung der impliziten Berechnungsplattform *Abaqus* EF9.1 zurückgegriffen. Durch die Vernachlässigung der lokalen Umformung wird die Verwendung von rechenzeitintensiven Volumenelementen ermöglicht. Das Merkmal einer inkrementellen Umformung ist hierbei jedoch nicht realitätsgetreu wiedergegeben, sodass stets der qualitative Charakter der Ergebnisse zu berücksichtigen ist. Bei der Simulation wird das Werkstück aufgrund der Rotationssymmetrie entlang einer geschlossenen Umfangskontur im Durchmesser reduziert, wobei weder das Werkstück noch das Werkzeug rotiert. Translatorisch bewegt wird stets das Umformwerkzeug, wobei alle in Kapitel 4.4 vorgestellten Werkzeugbahnen analysiert werden. Es werden Volumenelemente (Hexaeder) eingesetzt, wobei mehrere Elemente über der Wandstärke mit einer Elementdicke von 0,1 mm angeordnet werden. Die Berechnung findet mithilfe einer konventionellen *Intel Core 2 Duo* CPU mit 2,6 GHz und mit einem Arbeitsspeicher der Größe 4 GB statt. Das Modell ist in Abbildung 4.8 a) dargestellt.

Zur Untersuchung der Werkstückbeanspruchung unter realitätsnäheren Bedingungen wird ein dreidimensionales Modell mithilfe der expliziten Simulationsplattform *LS Dyna 971d* verwendet. Zur Reduktion der Rechenzeit werden ausschließlich Schalenelemente mit vier Knoten verwendet. Es wird eine vollintegrierte Schale (Typ 16) mit sieben Integrationspunkten über der Wandstärke eingesetzt. Um eine zunehmende Verschlechterung des Seitenverhältnisses der Elemente infolge der Durchmesserreduktion und somit auch des kleinsten notwendigen Zeitschrittes während der Umformung zu verhindern, sind die Elementkanten in Umfangsrichtung länger ausgeführt. Zur weiteren Reduktion der Rechenzeit wird eine Massenskalierung um den Faktor 20 verwendet. Die hierdurch entstehende Vorspannung aufgrund der Rotation des Werkstücks mit einer Drehzahl von  $n = 500 \text{ U/min}$  wird in einem impliziten Rechenschritt der eigentlichen Umformsimulation vorangestellt. Die Rotation der Drückwalze wird vernachlässigt. Die Simulation des vollständigen Umformprozesses erfolgt als Zusammenstellung der in Einzelabschnitten berechneten Umformstadien. Zur Verbesserung der Ergebnisqualität wird nach jedem zweiten Umformstadium die Rückfederung implizit berechnet. Für die explizite Berechnung der Umformung wird auf ein *Linux-HPC-Cluster* mit vier Knoten mit je einem *AMD Opteron* mit 2,4 GHz und einem Arbeitsspeicher von 16 GB zurückgegriffen. Es wird eine Prozessauslegung in  $N = 4$  Stadien mit einer Zustellung von  $i = 2,5 \text{ mm}$  pro Stadium betrachtet. Die Modellierung wird auf einen Arbeitsradius von  $\rho_w = 8 \text{ mm}$ , einen Halbzeugdurchmesser von  $D_0 = 60 \text{ mm}$  und eine Durchführung ohne Reitstock beschränkt. Es erfolgt eine Werkzeugführung entlang der Bahn *WzB 1*. Das Modell ist in seinem Ausgangszustand in Abbildung 4.8 b) visualisiert.

Der Einsatz der vorgestellten Analysemethoden findet innerhalb der folgenden Kapitel bei der Untersuchung der Prozess- und Bauteileigenschaften statt.

## 5 Prozesseigenschaften

Zur Untersuchung des inkrementellen Engens wird gemäß der aufgezeigten Vorgehensweise in Abbildung 3.1 zunächst auf charakteristische Eigenschaften des Prozesses eingegangen. Hierbei werden die Zielgrößen *Formänderung*, *Spannung*, *Umformkraft*, *Versagen* und *Prozesszeit* betrachtet. Wie aus der Recherche in Kapitel 2.4.1 hervorgeht, ist hierfür jedoch zunächst eine Analyse der *Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück* notwendig.

### 5.1 Analyse der Kontaktzone

Bei der Kontaktzone sind insbesondere *geometrische Kenngrößen*, wie z.B. der Flächeninhalt oder die Lage des Flächenschwerpunktes, von besonderem Interesse. Ziel der Untersuchung ist eine analytische Modellierung des Kontaktbereiches, sodass der Einfluss von Werkzeug- oder Prozessparametern auf Merkmale der Kontaktzone mathematisch beschrieben werden kann.

#### 5.1.1 Analytische Modellbildung

Die Modellierung der Kontaktzone erfolgt mithilfe einer geometrischen Lösung. In Abbildung 5.1 ist eine Starrkörperverschneidung zwischen Werkzeug und Werkstück unter Verwendung eines CAD-Modells realisiert worden. Als Randbedingung werden sowohl die Elastizität des Werkstoffs als auch Biegeeffekte in der näheren Umgebung des Kontaktbereiches vernachlässigt. Beim inkrementellen Engen bewegt sich die Kontaktzone aufgrund der Werkstückdrehung entlang dem Werkstückumfang und zeitgleich mit der Vorschubbewegung des Werkzeuges entlang der Werkstücklängsachse. Die Trajektorie der Kontaktzonenbewegung auf der Werkstückoberfläche erfolgt demnach entlang einer Helix. Zur deutlichen Visualisierung ist in Abbildung 5.1 a) der Umformvorgang derart überzeichnet, indem ein für diesen Prozess ungewöhnlich hohes Vorschubverhältnis  $f$  gewählt worden ist. Die Steigung der Helix ist hierbei so groß, dass eine Überschneidung von Kontaktbereichen in aufeinanderfolgenden Werkstückumdrehungen ausgeschlossen werden kann. Diese Annahme sei der folgenden Herleitung zunächst vorausgesetzt.

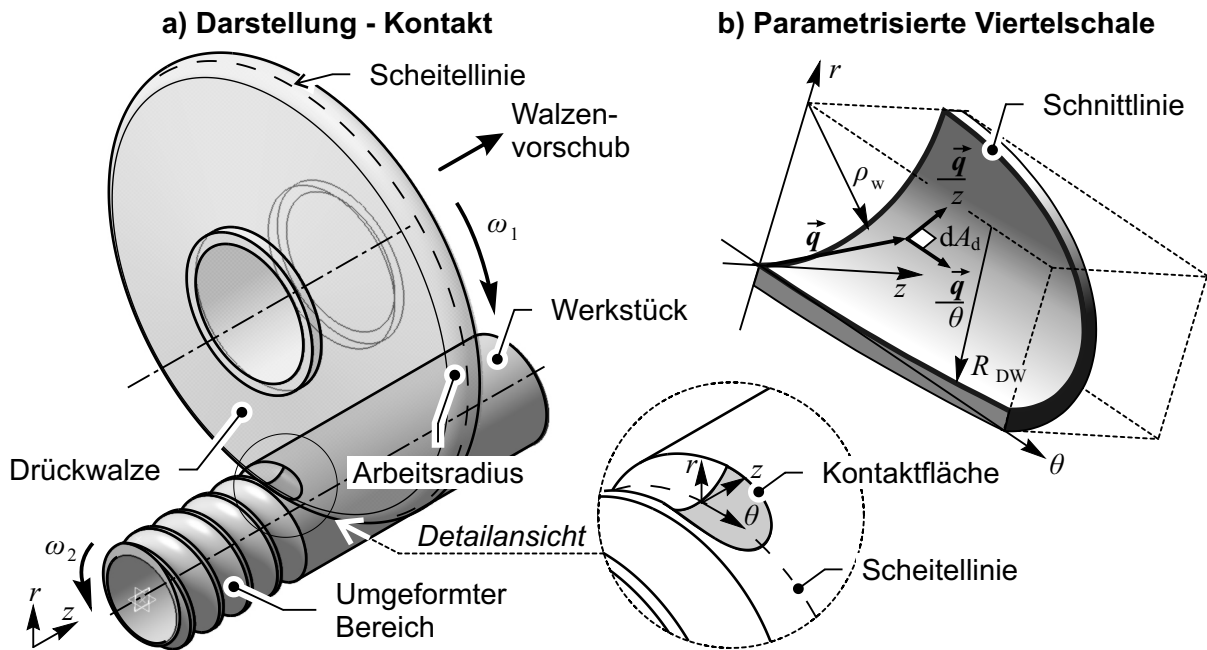


Abbildung 5.1: Starrkörperschnitt zwischen Werkzeug und Werkstück

Aus Abbildung 5.1 a) wird deutlich, dass die resultierende Schnittfläche dieser Starrkörperverschneidung einer zweifach gekrümmten Schale entspricht, wobei die Krümmungsradien dem Werkzeug- und dem Arbeitsradius,  $R_{DW}$  und  $\rho_w$ , gleichzusetzen sind. Die Schnittlinie dieser konstruierten Schale verläuft dabei räumlich. Aufgrund der Symmetrie der betrachteten Schale wird die Analyse zunächst auf das in Abbildung 5.1 b) dargestellte Viertelmodell reduziert. Zur Ermittlung des gewünschten Flächeninhaltes  $A_d$  wird ein Zylinderkoordinatensystem gewählt. Abweichend zur konventionellen Beschreibung eines Zylinders ist bei dem abzubildenden Körper der Zylinderradius entlang der  $z$ -Achse variabel,  $R_{DW}(z)$ , um den Arbeitsradius der Drückwalze  $\rho_w$  abbilden zu können.

Zur Berechnung des Flächeninhaltes  $A_d$  ist die Summe aller Flächeninhalte zu bilden, die von den beiden Tangentenvektoren  $\partial \vec{q} / \partial \theta$  und  $\partial \vec{q} / \partial z$  an einem beliebigen Punkt mit dem Ortsvektor  $\vec{q}$  aufgespannt werden, Gl. (5.1).

$$A_d = \int_z \int_\theta \left| \frac{\partial \vec{q}}{\partial \theta} \times \frac{\partial \vec{q}}{\partial z} \right| d\theta dz \quad (5.1)$$

Da die Drückwalze entlang ihrem Umfang einen konstanten Radius  $R_{DW}(z)$  aufweist, erfolgt die Festlegung eines Ortsvektors  $\vec{q}$  im Zylinderkoordinatensystem gemäß Gl. (5.2).

$$\vec{q} = r \vec{e}_r + z \vec{e}_z = R_{DW}(z) \vec{e}_r + z \vec{e}_z \quad (5.2)$$

Die partiellen Ableitungen des Ortsvektors  $\vec{q}$  werden in Gl. (5.3) und Gl. (5.4) durchgeführt, wobei zu beachten ist, dass  $d\vec{e}_r/d\theta = \vec{e}_\theta$  ist.

$$\frac{\partial \vec{q}}{\partial \theta} = R_{DW}(z) \vec{e}_\theta \quad (5.3)$$

$$\frac{\partial \vec{q}}{\partial z} = \frac{\partial R_{DW}(z)}{\partial z} \vec{e}_r + \vec{e}_z \quad (5.4)$$

Das gesuchte Vektorprodukt ist Gl. (5.5) zu entnehmen.

$$\left| \frac{\partial \vec{q}}{\partial \theta} \times \frac{\partial \vec{q}}{\partial z} \right| = R_{DW}(z) \sqrt{1 + \left( \frac{\partial R_{DW}(z)}{\partial z} \right)^2} \quad (5.5)$$

Die weitere Auflösung von Gl. (5.5) erfolgt mithilfe einer weiteren Bestimmung der Funktion  $R_{DW}(z)$ . Zur Veranschaulichung dient Abbildung 5.2 a). Der Koordinatenursprung wird gemäß der Symmetrie auf die Scheitellinie gelegt. Der Radius der Drückwalze ist an dieser Stelle am größten,  $R_{DW,0}$ . Entlang der  $z$ -Koordinate nimmt der Drückwalzenradius  $R_{DW}(z)$  kontinuierlich ab. Die Änderung des Walzenradius wird mit Gl. (5.6) beschrieben.

$$\Delta R = \sqrt{\rho_w^2 - z^2} \quad (5.6)$$

Durch Einsetzen kann die gesuchte Beziehung für den Walzenradius mit Gl. (5.8) angegeben werden.

$$R_{DW}(z) = R_{DW,0} - (\rho_w - \Delta R) \quad (5.7)$$

$$\Leftrightarrow R_{DW}(z) = R_{DW,0} - \rho_w + \sqrt{\rho_w^2 - z^2} \quad (5.8)$$

Die erforderliche partielle Ableitung innerhalb Gl. (5.5) ist nunmehr möglich, Gl. (5.9).

$$\frac{\partial R_{DW}(z)}{\partial z} = -\frac{z}{\sqrt{\rho_w^2 - z^2}} \quad (5.9)$$

Nach der Bestimmung des Integranden ist zur weiteren Berechnung des gesuchten Flächeninhaltes  $A_d$  die Ermittlung der Integrationsgrenzen aus Gl. (5.1) notwendig. Zur Bestimmung der Grenzen für die Variable  $\theta$  dient die Darstellung in Abbildung 5.2 b). Hierbei ist die Interaktion des Werkzeugs und des Werkstücks im Querschnitt dargestellt. Die Drückwalze mit dem Radius  $R_{DW}$  rollt als Scheibe auf dem Radius  $r$  des Fertigteils ab und schneidet den Querschnitt der ursprünglichen Halbzeugkontur mit dem Radius  $r_0$ . Die Verschneidung beider Körper findet demnach innerhalb der Randpunkte  $A$  und  $C$  statt. Punkt  $B$  stellt den Scheitel in dieser Ebenenansicht dar. Beide Scheiben rotieren mit den entsprechenden Winkelgeschwindigkeiten  $\omega_1$  und  $\omega_2$ . Anhand der Starrkörperannahme wird vereinfachend vorausgesetzt, dass

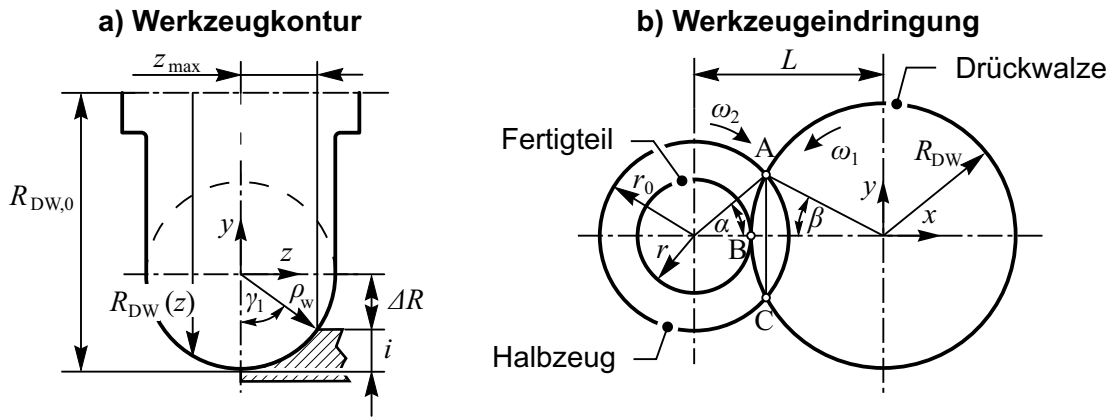


Abbildung 5.2: Parameter der Kontaktzone

hinter dem Werkzeugscheitel keinerlei weitere Berührung zwischen Werkstück und Werkzeug stattfindet. Die Formulierung der Kontaktzone kann folglich auf den Bereich zwischen den Punkten  $A$  und  $B$  begrenzt werden, wodurch als erste Integrationsgrenze  $\theta = 0$  festgelegt werden kann. Als weitere Integrationsgrenze ist die Angabe der Werkzeugberührung entlang dem Werkstückumfang zu definieren. Dies erfolgt mithilfe eines Ausdrucks für den Winkel  $\beta$  in Abbildung 5.2 b). Anhand der geometrischen Bedingungen ist dieser durch Gl. (5.10) gegeben, wobei mithilfe der Größe  $L$  der Achsabstand beider Körper berücksichtigt wird.

$$\cos \beta(z) = \frac{L - r_0 \cos \alpha}{R_{DW}(z)} \quad (5.10)$$

Eine Beziehung für den Winkel  $\alpha$  in Abbildung 5.2 b) kann mit Gl. (5.11) aufgestellt werden.

$$r_0^2 = (r_0 \cos \alpha(z))^2 + (R_{DW}(z) \sin \beta(z))^2 \Leftrightarrow \cos \alpha(z) = \sqrt{1 - \left( \frac{R_{DW}(z)}{r_0} \sin \beta(z) \right)^2} \quad (5.11)$$

Einsetzen des Ausdrucks in Gl. (5.10) führt zunächst zu der Beziehung nach Gl. (5.12) für den Winkel  $\beta$ .

$$\cos \beta(z) = \frac{L - r_0 \cdot \sqrt{1 - \left( \frac{R_{DW}(z)}{r_0} \sin \beta(z) \right)^2}}{R_{DW}(z)} \quad (5.12)$$

Die geometrische Lösung für  $\beta$  wird zu Gl. (5.13) weiter vereinfacht. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass die gesuchte Größe  $\beta$  eine Funktion von  $z$  ist.

$$\beta(z) = \arccos \left( \frac{L^2 - r_0^2 + R_{DW}(z)}{2 \cdot L \cdot R_{DW}(z)} \right) \quad (5.13)$$

Der gefundene Ausdruck kann durch Definition des Achsabstandes  $L$  in Gl. (5.14) weiter vervollständigt werden.

$$L = R_{DW,0} + r_0 - i \quad (5.14)$$

Die Herleitung der Integrationsgrenzen für die Variable  $z$  erfolgt anhand der Abbildung 5.2 a). Aufgrund der angenommenen Symmetrie in der vorliegenden Konfiguration beginnt der Werkzeugkontakt an der Position  $z = 0$ . Die Angabe des Punktes  $z_{max}$ , an dem gerade noch eine Berührung zwischen Werkstück und Werkzeug stattfindet, wird durch den Arbeitsradius  $\rho_w$  und die Zustellung  $i$  ausgedrückt, Gl. (5.15).

$$z_{max}^2 + (\rho_w - i)^2 = \rho_w^2 \Leftrightarrow z_{max} = \sqrt{2\rho_w i - i^2} \quad (5.15)$$

Durch Einsetzen der hergeleiteten Randbedingungen ist letztendlich die Berechnung des gewünschten Flächeninhaltes möglich, Gl. (5.16).

$$A_d = \int_{z=0}^{z_{max}} R_{DW}(z) \sqrt{1 + \frac{z^2}{\rho_w^2 - z^2}} \cdot \beta(z) dz \quad (5.16)$$

Ebenso gelingt auch die Angabe der Berandungskurve der erzeugten Schnittfläche. Projiziert in die  $\theta z$ -Ebene ergibt sich demnach die Funktionalität nach Gl. (5.17).

$$U(z) = R_{DW}(z) \cdot \beta(z) \quad (5.17)$$

### 5.1.2 Vereinfachungsansatz mittels Ellipse

Für eine in der Praxis anwendbare Berechnung der Kontaktflächengeometrie ist eine Vereinfachung der aufgezeigten Lösung unabdingbar. Insbesondere ist die Vermeidung des Flächenintegrals zur Umgehung einer numerischen Lösungsmethode notwendig. Die im Folgenden vorgestellte Möglichkeit zur Approximation der geometrischen Zusammenhänge wird anhand der Abbildung 5.3 verdeutlicht. In der Darstellung ist die erzeugte Schnittfläche zwischen Werkzeug und Werkstück in der Draufsicht visualisiert. Hieraus wird deutlich, dass die erzeugte Schnittkontur eine Vergleichbarkeit zum Funktionsverlauf einer Ellipse aufweist. Die eindeutige Beschreibung einer Ellipsenfunktion ist anhand der Halbachsen  $a$  und  $b$  möglich, Abbildung 5.3 a). Zur Definition der Schnittkurve  $\beta \cdot R_{DW}$  ist demnach Gl. (5.18) verwendbar, zur Berechnung des Flächeninhaltes  $A_{d,E}$  analog Gl. (5.19). Die Zulässigkeit dieser Approximation wird im Folgenden untersucht.

$$\left(\frac{z}{a}\right)^2 + \left(\frac{\beta \cdot R_{DW,0}}{b}\right)^2 = 1 \Leftrightarrow \beta \cdot R_{DW,0} = \sqrt{1 - \left(\frac{z}{a}\right)^2} \cdot b \quad (5.18)$$

$$A_{d,E} = \frac{\pi}{4} a \cdot b \quad (5.19)$$

Bei der Bestimmung des Flächeninhaltes  $A_{d,E}$  ist zu berücksichtigen, dass die betrachtete Ellipse stets eben verbleibt, während die modellierte Kontaktfläche gewölbt ist, vgl. Abbildung

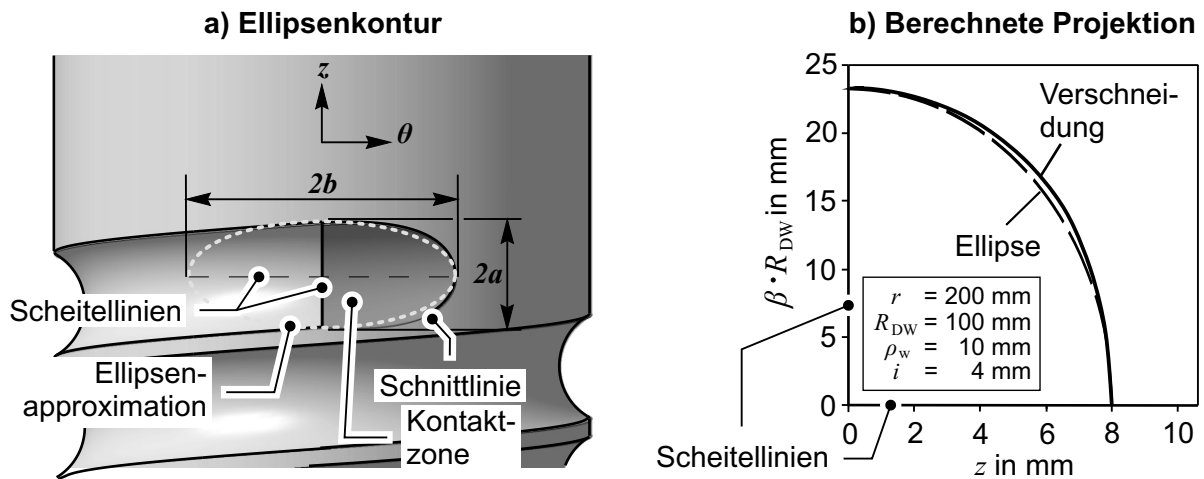


Abbildung 5.3: Vereinfachung der Schnittkontur mithilfe einer Ellipse

5.1. Folglich ist bei großen Wölbungen, wie sie insbesondere bei großen bezogenen Zustellungen der Drückwalze  $i/\rho_w$  auftreten, mit entsprechend großen Abweichungen zu rechnen. Um diesen Effekt zu minimieren, werden daher zur Berechnung der beiden Halbachsen  $a$  und  $b$  die abgewickelten Bogenlängen entlang den beiden Werkzeugscheitellinien herangezogen. Der Betrag für die Halbachse  $a$  in Gl. (5.20) wird anhand der geometrischen Verhältnisse in Abbildung 5.2 a) gewonnen.

$$a = \gamma_1 \cdot \rho_w \quad (5.20)$$

Der erforderliche Umschlingungswinkel  $\gamma_1$  in Gl. (5.21) wird ebenfalls aus Abbildung 5.2 a) abgelesen.

$$\gamma_1 = \arccos \left( 1 - \frac{i}{\rho_w} \right) = \arccos \left( \frac{z_{max}}{\rho_w} \right) \quad (5.21)$$

Die Länge der Halbachse  $b$  ist aus der bereits durchgeführten Berechnung zum Winkel  $\beta$  zu berechnen, Gl. (5.22). Dazu wird Gl. (5.13) an der Stelle  $z = 0$  ausgewertet.

$$b = \beta_0 \cdot R_{DW,0} \quad (5.22)$$

Die vorgestellten geometrischen Beziehungen erlauben folglich auf der Grundlage einer Ellipsenfunktion sowohl die Berechnung der Berandungskurve als auch des Flächeninhaltes des zu untersuchenden Kontaktproblems. Zur weiteren Analyse bzw. zur Verifikation des Ansatzes bietet sich die Verwendung bezogener Prozessparameter an. Hierzu werden die in Tabelle 5.1 definierten Beziehungen verwendet. Das Radienverhältnis  $\Gamma$  beschreibt den Größenunterschied zwischen dem Drückwalzenradius  $R_{DW}$  und dem Halbzeugradius  $r_0$ . Bei Anwendung mehrerer Umformstadien ändert sich dieses Verhältnis im Prozess. Die Zustellung des Werkzeugs in radialer Richtung  $i$  ist als bezogene Größe auf die Geometrie des Werkzeugs zu beziehen,  $\xi$



Name	Radien- verhältnis	Bez. Walzen- zustellung	Bez. Arbeits- zustellung	Bez. Arb.radius	Werkzeug- faktor
Zuordnung	$r_0/R_{DW,0}$	$i/R_{DW,0}$	$i/\rho_w$	$\rho_w/r_0$	$\rho_w/R_{DW,0}$
Variable	$\Gamma$	$\xi$	$\lambda$	$\psi$	$\chi$

Tabelle 5.1: Verwendung bezogener Größen

und  $\lambda$ . Die Variable  $\psi$  entspricht dem Größenunterschied zwischen dem Arbeitsradius  $\rho_w$  und dem Halbzeugradius  $r_0$ . Auch dieses ist nur innerhalb eines Umformstadiums als konstant zu betrachten. Mithilfe des Werkzeugfaktors  $\chi$  ist eine Beschreibung der Werkzeugproportionen möglich.

Durch die Einführung dimensionsloser bezogener Prozessgrößen wird die Beziehung für den Umschlingungswinkel  $\gamma_1$  zu Gl. (5.23) und Gl. (5.24) substituiert.

$$\gamma_1 = \arccos(1 - \lambda) \quad (5.23)$$

$$= \arccos\left(1 - \frac{\xi}{\chi}\right) \quad (5.24)$$

Dies ist analog auch für den Winkel  $\beta_0$  möglich, Gl. (5.25) - Gl. (5.27). Dabei ist Gl. (5.25) zu entnehmen, dass für kleine Werte von  $\xi$  eine weitere Vereinfachung der Lösung durchgeführt werden kann. Da die Zustellung  $i$  im Vergleich zum Werkzeugradius  $R_{DW}$  stets vergleichsweise geringe Werte annimmt, ist diese Vereinfachung für weite Teile des Parameterraums gerechtfertigt.

$$\beta_0 = \arccos\left(1 - \frac{\Gamma\xi - \overbrace{\xi^2/2}^{\approx 0}}{1 + \Gamma - \xi}\right) \quad (5.25)$$

$$\approx \arccos\left(1 - \frac{\Gamma\xi}{1 + \Gamma - \xi}\right) \quad (5.26)$$

$$\approx \arccos\left(1 - \frac{\lambda\chi^2}{\chi + \psi(1 - \lambda\chi)}\right) \quad (5.27)$$

Die Funktion  $A_{d,bez}$  kann demnach mithilfe jeweils drei dimensionsloser Parameter auf zweierlei Weise ausgedrückt werden, Gl. (5.28) und Gl. (5.29). Der Werkzeugfaktor  $\chi$  ist in beiden Varianten vorhanden.

$$\Rightarrow A_{d,bez} = f(\lambda, \psi, \chi) \quad (5.28)$$

$$= f(\Gamma, \xi, \chi) \quad (5.29)$$

### 5.1.3 Auswertung und Vergleich

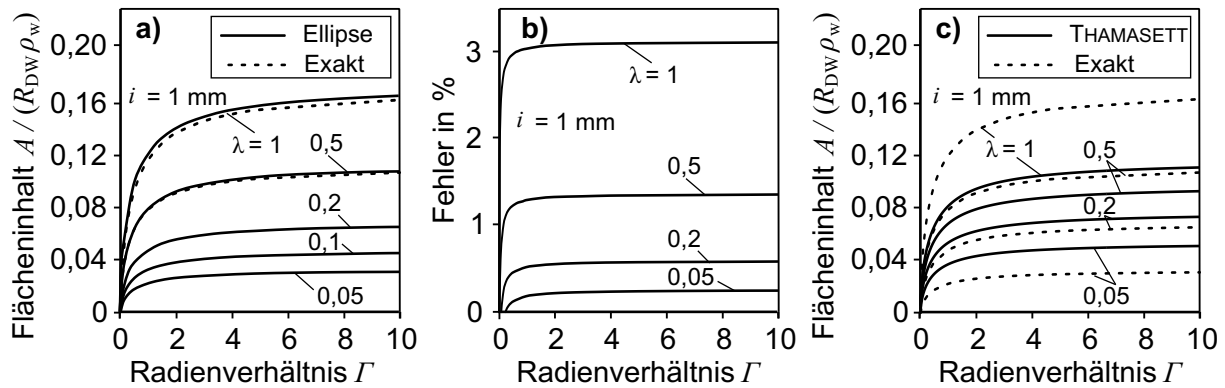
Im Folgenden wird zunächst ein Vergleich der vorgestellten theoretischen Modellierungsansätze zur Beschreibung der Kontaktzonengeometrie durchgeführt. Dazu werden beide hergeleiteten Ansätze gegenübergestellt. Der erste Ansatz beschreibt die mathematische Verschneidung zweier Starrkörper. Beim zweiten Ansatz erfolgt eine Vereinfachung mittels Ellipse, wobei Bogenlängen zur Bestimmung der Halbachsenbeträge herangezogen werden. Zusätzlich werden Ergebnisse der Ellipsenfunktion unter Anwendung projizierter Halbachsenlängen sowie Ergebnisse durch Einsatz der von THAMASETT in [44] entwickelten Methodik herangezogen.

Zunächst erfolgt eine Betrachtung des resultierenden Flächeninhaltes  $A_d$ , wobei dieser als spezifische Größe ausgewertet worden ist, bezogen auf die Werkzeugkenngrößen  $R_{DW}$  und  $\rho_w$ . Die dargestellte Kurvenschar in Abbildung 5.4 a) zeigt den Einfluss der Größe  $\Gamma$  bei unterschiedlichen Arbeitszustellungen  $\lambda$  auf die resultierende Fläche  $A_{d,bez}$ . Das Ergebnis verdeutlicht, dass lediglich bis zu einem Verhältnis von  $\Gamma \leq 1,5$  deutliche Änderungen des bezogenen Flächeninhaltes  $A_{d,bez}$  erzielt werden können. Für Größenordnungen  $\Gamma > 1,5$  ist der Verlauf annähernd konstant, obwohl der Drückwalzenradius  $R_{DW}$ , verglichen mit dem Werkstückradius  $r_0$ , stetig zunimmt. Der grundsätzliche Verlauf dieses Effektes ändert sich nur unwesentlich für größere Zustellungen  $\lambda$ .

Der grafischen Darstellung ist ebenfalls zu entnehmen, dass die Vereinfachung mittels Ellipse in der Lage ist, das Ergebnis der geometrischen Verschneidung - hier mit *exakt* bezeichnet - mit hoher Genauigkeit wiederzugeben. Der resultierende Fehler ist in Abbildung 5.4 b) illustriert und beträgt für die hier betrachtete Konfiguration bei größtmöglicher Zustellung  $\lambda = 1$  etwa 3 %. Der Unterschied zwischen beiden Ergebnissen ist zudem über einen großen Parameterbereich von  $\Gamma$  konstant.

Eine Berechnung des Flächeninhaltes mithilfe der Gl. (2.3) nach THAMASETT führt bei großen Zustellungen  $\lambda$  zu deutlich kleineren Werten, Abbildung 5.4 c). Bei kleinen Zustellungen  $\lambda$  wird das Ergebnis überschätzt. Die Verwendung projizierter Längen innerhalb der Ellipsennäherung führt zu einem nahezu identischen Ergebnis, sodass auf eine explizite Darstellung an dieser Stelle verzichtet wird. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass alle aufgeführten Methoden einen identischen qualitativen Verlauf bei Variation des Radienverhältnisses  $\Gamma$  zeigen.

In der folgenden Auswertung wird der Effekt der Arbeitszustellung  $\lambda$  analysiert, wobei die Kurvenschar auf Variation des Werkzeugfaktors  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  basiert. Bei Vergrößerung des Parameters  $\lambda$  ist eine annähernd lineare Zunahme des bezogenen Flächeninhaltes  $A_{d,bez}$  zu erwarten, Abbildung 5.5 a). Die Verwendung eines größeren Werkzeugfaktors  $\chi$  führt dabei

Abbildung 5.4: Auswertung der Parameter Radienverhältnis  $\Gamma$  und Arbeitszustellung  $\lambda$ 

lediglich zu einer größeren Steigung der Kurve. Dieser Zusammenhang wird durch die Approximation mittels Ellipse zufriedenstellend wiedergegeben. Bei kleinem Werkzeugfaktor  $\chi$  führen beide Ansätze zu identischen Lösungen. Eine Berechnung für größere Werkzeugfaktoren führt lediglich bei erhöhten Zustellungen zu geringfügig vergrößerten Ergebnissen mithilfe der Ellipsenvereinfachung. Eine Grenzwertanalyse der Abweichung zwischen beiden Modellierungsansätzen ist in Abbildung 5.5 b) aufgeführt. Dabei führt ein theoretisch möglicher Einsatz von Kugelwerkzeugen anstelle der üblichen Drückwalzen,  $\chi = 1$ , zu einem Betragsunterschied von etwa 11 %. Die Verwendung einer Werkzeuggestaltung mit  $\chi \approx 0,1$  führt auch bei hohen Zustellungen  $\lambda = 1$  zu einer maximalen Abweichung von nur ca. 4 %.

Ein degressives Verhalten zeigen die Ergebnisse der beiden weiteren hier aufgeführten Berechnungsmöglichkeiten, 5.5 c). Die Funktionen der Berechnungsmethode nach THAMASETT aus Gl. (2.3) und einer Ellipsenvariante mit projizierten anstatt abgewickelten Halbachsenlängen beschreiben einen vergleichbaren Kurvenverlauf. Dabei kann eine zunehmende Abweichung mit zunehmender Zustellung  $\lambda$  festgestellt werden, wobei die Referenzlösung stets unterschätzt wird. Dieses Verhalten ist für größere Werkzeugfaktoren  $\chi$  und somit bei größeren Arbeitsradien  $\rho_w$  ausgeprägter.

Neben den beiden bislang untersuchten Parametern ist die Definition eines Flächeninhaltes  $A_{d,bez}$  stets durch Angabe von drei Parametern gegeben, Gl. (5.28). Eine grafische Darstellung unterschiedlicher Variationsmöglichkeiten ist der Abbildung 5.6 zu entnehmen. Hieraus wird deutlich, dass die Werkzeugkenngröße  $\chi$  und die Zustellung des Werkzeugs  $\lambda$  den größten Einfluss auf den bezogenen Flächeninhalt  $A_{d,bez}$  aufweisen, Abbildung 5.6 a). Die Variation des Parameters  $\psi$  ist demnach nur im Grenzbereich  $\psi \leq 0,05$  als einflussgebend zu betrachten, Abbildung 5.6 b). Die Bezeichnung der Werkzeugzustellung  $i$  mithilfe der bezogenen Größe  $\xi = i/R_{DW,0}$  bewirkt einen vergleichbaren Funktionsverlauf, wie die bereits analysierte

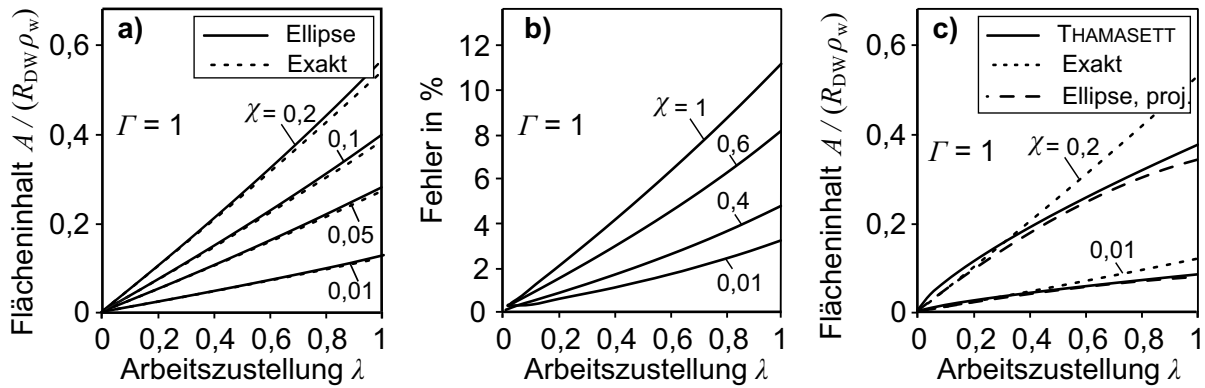


Abbildung 5.5: Auswertung der Parameter Arbeitszustellung  $\lambda$  und Werkzeugfaktor  $\chi$

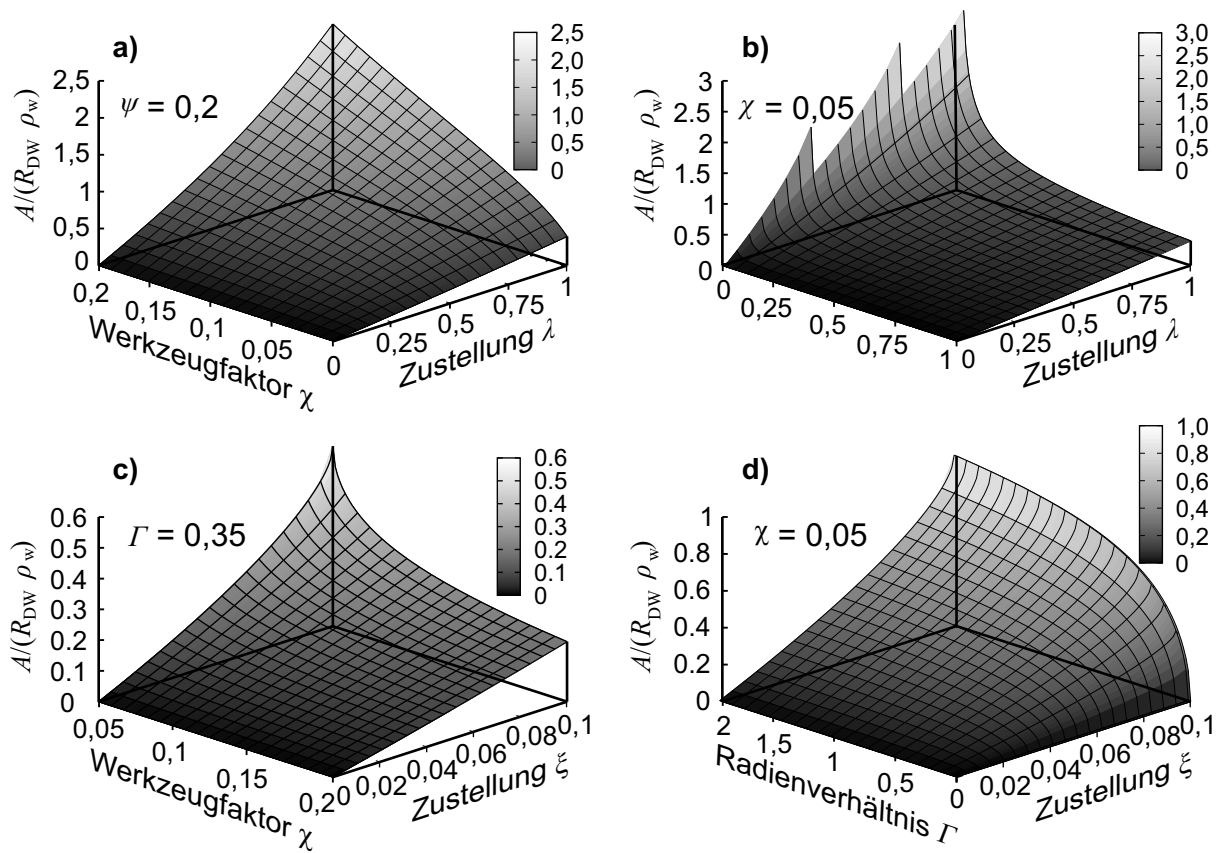


Abbildung 5.6: Effekte der Modellparameter

bezogene Zustellung  $\lambda$ , Abbildung 5.6 c), ist jedoch im Betrag deutlich kleiner. Auf das Radienverhältnis  $\Gamma$  beider Kontaktpartner ist bereits eingegangen worden, Abbildung 5.6 d). Dieses erweist sich lediglich bei großen Zustellungen  $\xi$  als einflussgebend.

Zusammenfassend betrachtet sind den theoretischen Untersuchungen zur Kontaktzone folgende Informationen zu entnehmen:

- Anstelle einer mathematisch exakten Starrkörperverschneidung zwischen Drückwalze und Halbzeug kann ein mathematisch vereinfachter Ellipsenansatz verwendet werden.
- Die Beschreibung des Flächeninhaltes ist über bezogene Werkzeug- und Prozessparameter möglich und kann somit gezielt ausgelegt werden.
- Die Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$  und der Werkzeugfaktor  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  haben den größten Einfluss auf den resultierenden Flächeninhalt  $A_d$ .

#### 5.1.4 Experimentelle Verifikation

Zur Verifikation der mathematischen Modellierung werden Abdruckexperimente durchgeführt, Abbildung 5.7. Die Experimente werden mit geglühten Rohrhalbzeugen des Werkstoffs C22 mit einem Durchmesser von  $D_0 = 70$  mm und einer Wandstärke von  $s_0 = 1,5$  mm durchgeführt. Vergleichbar mit dem in Abbildung 5.1 schematisch dargestellten Prozessverlauf, wird bei den Untersuchungen ein besonders hohes Vorschubverhältnis von  $f = 9$  gewählt. Somit kann davon ausgegangen werden, dass keinerlei Wechselwirkungen einer momentan ausgebildeten Kontaktzone mit der Kontaktzone einer vorangegangenen Werkstückumdrehung stattfinden. Zur visuellen Darstellung des Kontaktbereiches wird der Prozess während der Umformung unterbrochen, das Werkzeug tuschiert und anschließend wieder auf die vorherige Position zugestellt. Der Abdruck des tuschierten Werkzeuges auf dem Werkstück kennzeichnet somit den zuletzt ausgebildeten Kontaktzustand. Ein exemplarisch dargestellter Abdruck in Abbildung 5.7 b) zeigt eine prinzipiell vergleichbare Form des Kontaktbereiches mit der prognostizierten Ellipsenkontur.

Bei den Experimenten werden jeweils drei unterschiedliche Einstellungen für die Arbeitszustellung  $\lambda$  und den Arbeitsradius  $\rho_w$  verwendet. In der bezogenen Darstellung entspricht die Variation des Parameters  $\rho_w$  demnach einer Änderung des Werkzeugfaktors  $\chi$ . Der qualitative Effekt beider Prozessparameter auf die Ausdehnung der Kontaktzone ist der Abbildung 5.8 zu entnehmen. Ein quantitativer Vergleich hingegen kann aus Abbildung 5.9 gewonnen werden, wobei der analytisch berechnete Kurvenverlauf auf der in Kapitel 5.1.2 vorgestellten Ellipsennäherung basiert. Der Vergleich zwischen Berechnung und Experiment in Abbildung 5.8 a) zeigt eine adäquate Wiedergabe der Halbachsenlänge  $b$  für alle analysierten Arbeitsradien  $\rho_w$ . Die Vorhersagequalität ist unabhängig von der durchgeführten Zustellung  $\lambda$ . Für die Halbachse  $a$ , dargestellt in Abbildung 5.8 b), kann zwar eine qualitative Übereinstimmung durch eine zunehmende Länge der Halbachse  $a$  bei zunehmender Zustellung  $\lambda$  beobachtet werden, jedoch ist die quantitative Vorhersagegüte reduziert. Die experimentellen Ergebnisse

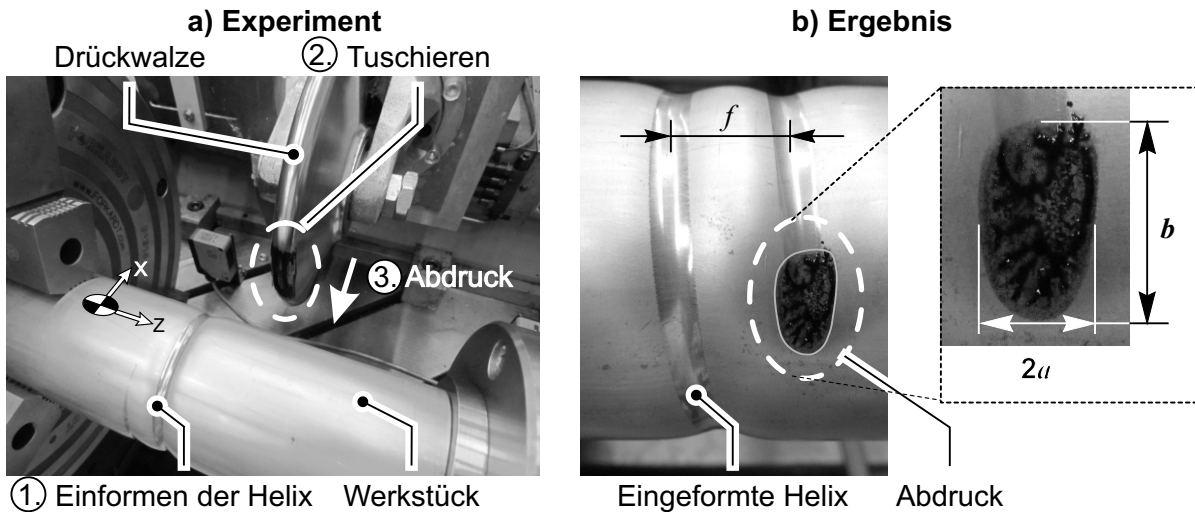


Abbildung 5.7: a) Tuschierung der Drückwalze b) Kontaktabdruck

liegen stets unterhalb der analytischen Vorhersage. Diese beläuft sich auf eine mittlere Abweichung von etwa 35 % bei der Halbachse  $a$ . Die Abweichungen bei der Halbachse  $b$  können auf < 5 % angegeben werden. Der Flächeninhalt  $A_d$ , gebildet als Produkt nach Gl. (5.19), zeigt als Konsequenz beider Ergebnisse ebenfalls eine Überschätzung der theoretischen Vorhersage zum experimentellen Ergebnis um ca. 35%.

Als maßgebliche Ursache für die festgestellten Abweichungen kann die Biegung der Rohrwandung in unmittelbarer Nähe zur Kontaktzone identifiziert werden, Abbildung 5.10 a). Bei einem zylindrischen Halbzeug ist die MembranstEIFigkeit in Längsrichtung deutlich geringer als in Umfangsrichtung, sodass hier ein deutliches Nachgeben des Blechs und somit eine geringere Umschlingung des Werkzeugs stattfindet. Der geringere tatsächliche Umschlingungswinkel  $\gamma_1$  (s. Abbildung 5.2 a)) führt somit nach Gl. (5.20) zu kleineren Beträgen der Halbachse  $a$ . Dies wird insbesondere durch die geringe Wandstärke und die geringe Festigkeit des geglühten Werkstoffes begünstigt. Eine weitere Ursache, insbesondere bei Vermessung der Kontaktfläche bei kleinen Arbeitsradien  $\rho_w$ , ist in Abbildung 5.10 b) dargestellt. Aufgrund der vernachlässigten Elastizität im verwendeten Berechnungsansatz bewirkt die Rückfederung des Werkstücks einen Kontakt hinter dem Werkzeugscheitel, sodass eine linsenförmige Kontaktfläche ausgebildet wird. Dieser erschwert eine korrekte Messung der Halbachse  $b$ . Der Vollständigkeit halber sei an dieser Stelle auf einen weiteren Effekt hingewiesen, Abbildung 5.10 c). Durch die Steigung der eingeformten Helixkontur bildet sich in Vorschubrichtung eine zusätzliche Kontaktzone hinter dem Werkzeugscheitel aus, welche bei großen Arbeitsradien  $\rho_w$  sichtbar wird. Da die Vorschubbewegung bei dem verwendeten Modellierungsansatz ebenfalls vernachlässigt worden ist, wurde dieser Flächenanteil auch bei der Vermessung konsequenterweise nicht berücksichtigt.

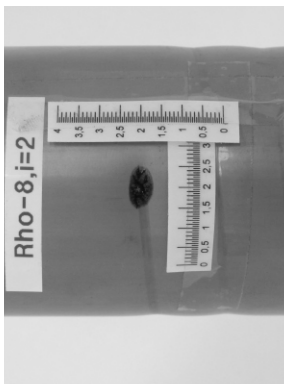

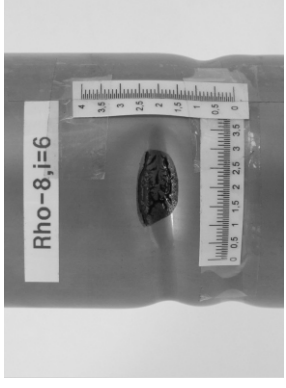
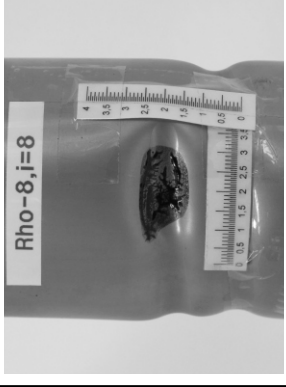
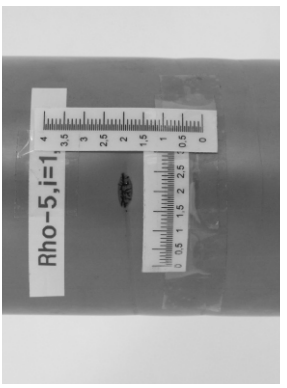


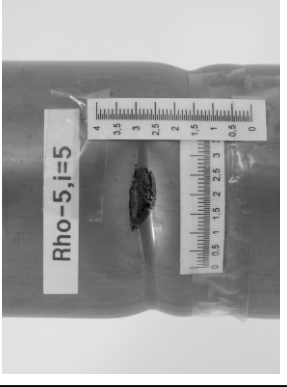
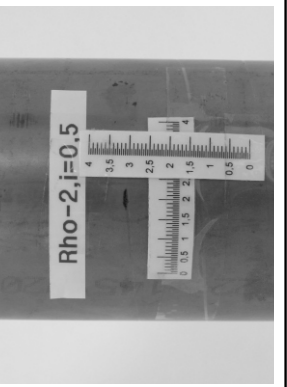
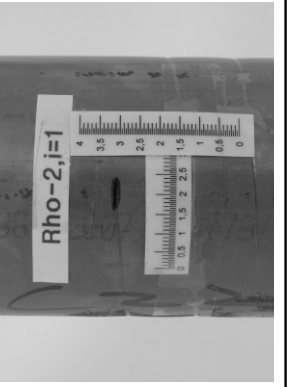
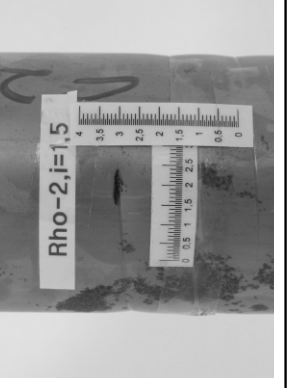
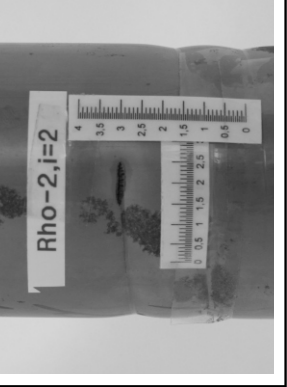
Bezogene Zustellung $\lambda$	0,25				0,5				0,75				1,0			
	Arbeits- radius $\rho_w$				8 mm				5 mm				2 mm			
																
																
																

Abbildung 5.8: Experimentelles Ergebnis der Kontaktzonenanalyse

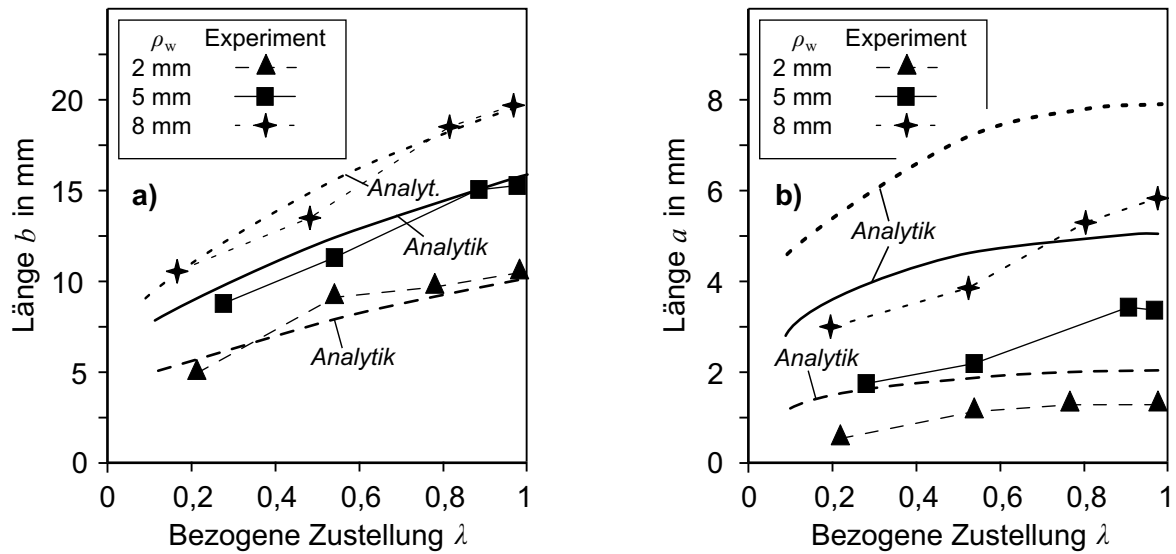


Abbildung 5.9: Verifikation des Kontaktmodells

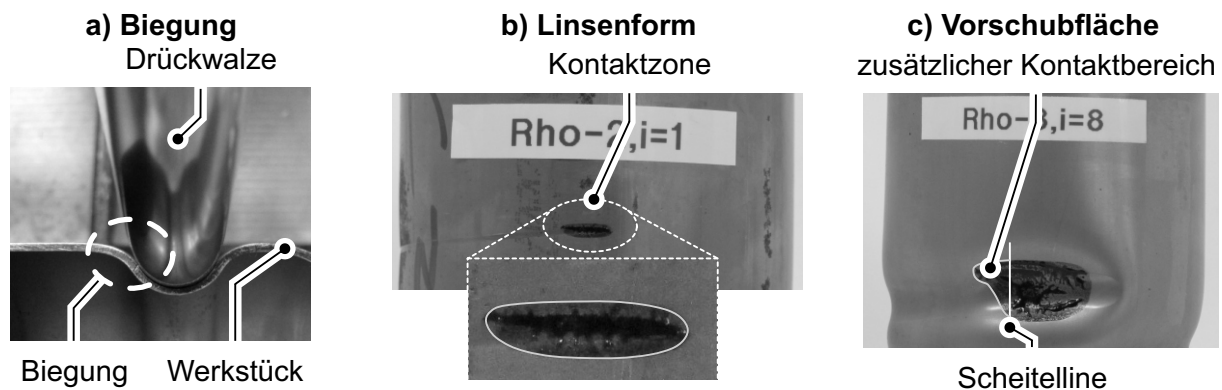


Abbildung 5.10: Abweichungen im Experiment

Allerdings sind bei praktisch relevanten Vorschubverhältnissen  $f$ , welche deutlich unterhalb des hier gewählten liegen, die Ausmaße dieser zusätzlichen Kontaktzone gering, sodass eine Vernachlässigung gerechtfertigt erscheint.

Die Ergebnisse der experimentellen Verifikation lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Plausibilität des theoretischen Modells konnte nachgewiesen werden. Sowohl die prinzipielle Kontur als auch die Beeinflussung der Kontaktzone durch die Prozessparameter Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$  und Werkzeugfaktor  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  wurden bestätigt.
- Abweichungen ergeben sich durch die Biegung des Halbzeugs, sodass die Berechnung stets zu große Werte liefert.



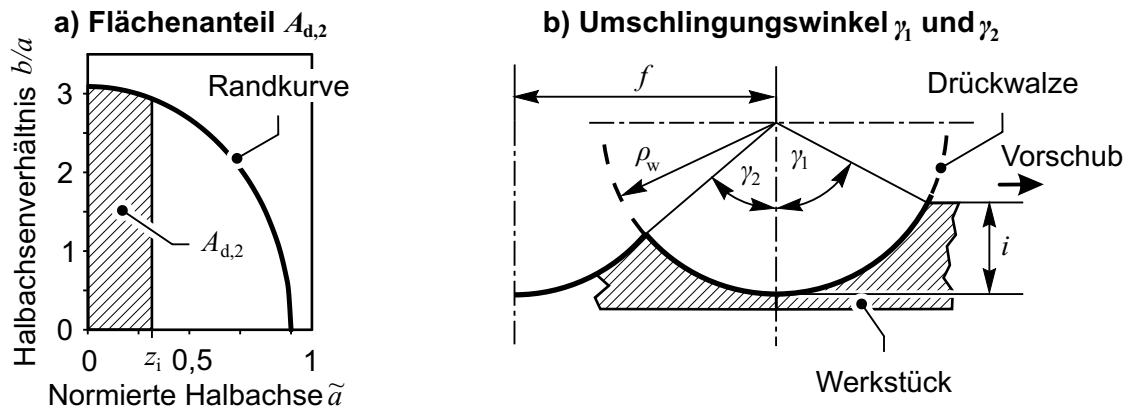


Abbildung 5.11: Flächenanteile hinter Werkzeugscheitel

- Durch den verwendeten hohen Vorschub  $f$  entsteht eine weitere Kontaktzone hinter dem Werkzeugscheitel entlang der Umfangsrichtung. Eine Berücksichtigung ist bei praxisrelevanten Vorschubwerten nicht notwendig.

### 5.1.5 Weiterführende Analysen

Um die theoretische Kontaktmodellierung zur Analyse des vorliegenden Umformprozesses anwenden zu können, ist eine Erweiterung um die Aspekte *Vorschubeinfluss*, *Schwerpunktlage*, *Werkzeugbahn* und *Werkzeugkontur* notwendig. Die Erweiterung findet erneut auf rein geometrischem Wege statt.

#### Kontakt bei geringen Vorschubverhältnissen

Im vorangegangenen Kapitel wurde auf der Grundlage eines hohen Vorschubverhältnisses  $f$  von einer Symmetrie zwischen den Kontaktflächen vor und hinter dem Werkzeugscheitel ausgegangen. In der praktischen Anwendung des inkrementellen Engens ist jedoch die Berücksichtigung weitaus geringerer Vorschubverhältnisse  $f$  notwendig, sodass sich für die Kontaktzone hinter dem Werkzeugscheitel geänderte Bedingungen ergeben. Der Kontaktbereich vor dem Werkzeugscheitel bleibt von einem geringeren Vorschubverhältnis unbeeinflusst.

Zur analytischen Beschreibung des geänderten Zustandes wird vereinfachend weiterhin davon ausgegangen, dass trotz des reduzierten Vorschubverhältnisses  $f$  die Grundform der Ellipse nicht wesentlich beeinträchtigt wird. Wie in Abbildung 5.11 a) dargestellt, wird die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück hinter dem Werkzeugscheitel daher als Anteil der Ellipsenfläche vor dem Scheitel angesehen,  $A_{d,2} = x \cdot A_{d,1}$ . Um den Betrag der Fläche hinter dem

Scheitel  $A_{d,2}$  bestimmen zu können, wird die Funktion einer normierten Ellipse verwendet,  $\tilde{a} = 1$ . Hiermit ist lediglich durch Angabe des Halbachsenverhältnisses  $b/a$  eine Aussage über die geometrischen Proportionen der Kontaktzone möglich. Die Konturfunktion der Ellipse wird somit durch Gl. (5.30) ausgedrückt.

$$y = \sqrt{(1 - z^2) \cdot \left(\frac{b}{a}\right)^2} \quad (5.30)$$

Das gesuchte Flächenverhältnis  $A_{d,2}/A_{d,1}$  ist durch Kombination von Gl. (5.19) und Gl. (5.30) möglich. An einer beliebigen Stelle  $z_i$  (s. Abbildung 5.11 a)) ist ein quantitativer Vergleich der Flächen vor und hinter dem Scheitel demnach mithilfe von Gl. (5.31) möglich.

$$\frac{A_{d,2}}{A_{d,1}} = \frac{\int_{z=0}^{z_i} \sqrt{(1 - z^2) \cdot \left(\frac{b}{a}\right)^2} dz}{\frac{\pi}{4} \cdot a^2 \cdot \left(\frac{b}{a}\right)} = \frac{2}{\pi} \left( \sqrt{1 - z^2} \cdot z + \arcsin z \right) \quad (5.31)$$

Der Funktionsgraph der Gl. (5.31) ist in Abbildung 5.13 a) dargestellt und als *exakt* bezeichnet. Dieser weist einen nahezu linearen Verlauf auf, sodass an dieser Stelle auf die Näherungslösung zurückgegriffen wird,  $y = z$ . Approximiert entspricht das Flächenverhältnis  $A_{d,2}/A_{d,1}$  demnach dem Betrag der Position  $z_i$  innerhalb der normierten Ellipse, Gl. (5.32). Da bei dem gewählten Lösungsansatz stets abgewinkelte Längen berücksichtigt werden, kann das gesuchte Flächenverhältnis auch anhand der beiden Umschlingungswinkel am Werkzeug  $\gamma_1$  und  $\gamma_2$  abgelesen werden, Abbildung 5.11 b). Das Verhältnis  $A_{d,2}/A_{d,1}$  wird somit durch Gl. (5.33) wiedergegeben.

$$\frac{A_{d,2}}{A_{d,1}} \approx z_i \quad (5.32)$$

$$\Rightarrow \frac{A_{d,2}}{A_{d,1}} = \frac{\gamma_2}{\gamma_1} \quad (5.33)$$

Um die geforderten Umschlingungswinkel  $\gamma_1$  und  $\gamma_2$  berechnen zu können, wird mithilfe Gl. (5.34) zunächst die Kenngröße  $\kappa$  eingeführt.

$$\boxed{\kappa = \frac{f}{\rho_w}} \quad (5.34)$$

Durch das Verhältnis von Arbeitsradius  $\rho_w$  und Vorschubverhältnis  $f$  kann eine Aussage darüber getroffen werden, inwieweit der momentane Kontaktbereich in die bereits eingeformte Oberflächengestalt der vorangegangenen Umdrehung involviert ist, Abbildung 5.12. Der Prozessparameter  $\kappa$  wird nachfolgend als spezifischer Vorschub bezeichnet. Der Zustand, an dem gerade noch von einer Interaktion beider Kontaktzonen ausgegangen werden kann, Abbildung 5.12 b), ist durch den maximalen Betrag von  $\kappa_{max} = 2$  gekennzeichnet. Die Berechnung der

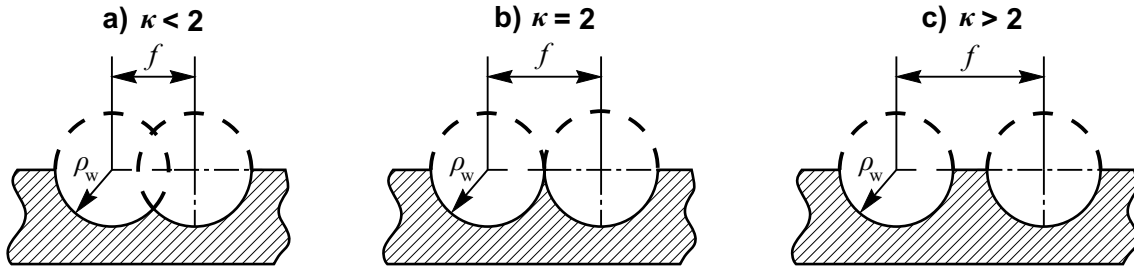


Abbildung 5.12: Effekt der Kenngröße  $\kappa$  auf die resultierende Kontaktzone

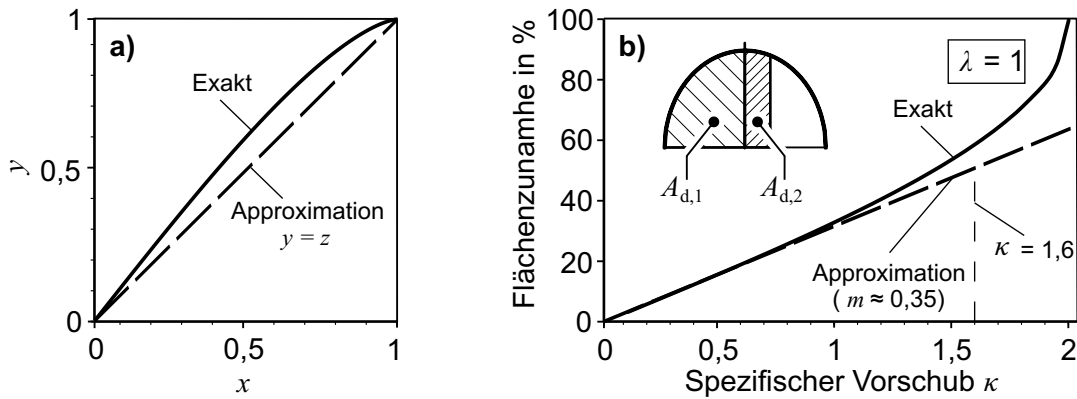


Abbildung 5.13: Flächenzunahme bei zunehmendem spezifischem Vorschubverhältnis  $\kappa$

Größe  $\gamma_1$  wurde bereits mithilfe der Gl. (5.23) und Gl. (5.24) vorgestellt. Der Umschlingungswinkel  $\gamma_2$  wird auf Grundlage der geometrischen Verhältnisse in Abbildung 5.11 b) bestimmt. Das Verhältnis der Flächen vor und hinter dem Scheitel  $A_{d,2}/A_{d,1}$  wird folglich zu Gl. (5.35) bestimmt.

$$\frac{A_{d,2}}{A_{d,1}} = \frac{\arcsin\left(\frac{\kappa}{2}\right)}{\arccos(1 - \lambda)} \quad (5.35)$$

Somit kann die Flächenzunahme mithilfe der Prozessparameter Arbeitszustellung  $\lambda$  und spezifischer Vorschub  $\kappa$  formuliert werden. Die Flächeninhalt der gesamten Kontaktzone  $A_{d,ges}$  ergibt sich nach Gl. (5.36).

$$A_{d,ges} = \left(1 + \frac{A_{d,2}}{A_{d,1}}\right) \cdot A_{d,1} \quad (5.36)$$

Eine grafische Auswertung der Gl. (5.35) ist in Abbildung 5.13 b) dargestellt. Der Funktionsverlauf wird erneut als *exakt* bezeichnet. Dabei kann eine zulässige Linearisierung bis zu einem Betrag von  $\kappa \approx 1,6$  beobachtet werden. Bereits bei einem Vorschubverhältnis von  $\kappa = 1$  ist von einer Flächenzunahme von etwa 35% auszugehen. Bedingt durch den halbkreisförmigen Arbeitsbereich des Werkzeugs ist für  $\kappa \lesssim 1,6$  ein überproportionaler Anstieg festzustellen.

Zusammengefasst führt die Untersuchung zu folgendem Ergebnis:

- Die theoretische Beschreibung der Kontaktzone kann auch bei kleinen Vorschubverhältnissen  $f$  eingesetzt werden. Zusätzlich zur Arbeitszustellung  $\lambda$  wurde hierzu der spezifische Vorschub  $\kappa$  als dimensionslose Größe eingeführt.
- Der Berechnung des Flächeninhaltes kann vereinfachend auf einen Vergleich der Umschlingungswinkel  $\gamma_1$  und  $\gamma_2$  zurückgeführt werden.
- Bis zu einem Betrag von  $\kappa \lesssim 1,6$  kann das Verhältnis der Kontaktflächen vor und hinter dem Werkzeugscheitel vereinfachend linearisiert werden.

### Flächenschwerpunkt

Zur Berechnung des Kraftangriffspunktes innerhalb weiterführender Analysen wird die Lage des Flächenschwerpunktes der beschriebenen Kontaktzone benötigt. Der Vollständigkeit halber wird dieses Themengebiet bereits an dieser Stelle behandelt.

Bei der angenommenen ellipsenförmigen Kontaktzone ist die Berechnung einer normierten Schwerpunktlage  $\tilde{y}_s$  und  $\tilde{z}_s$  anhand der Gl. (5.37) und Gl. (5.38) möglich.

$$\tilde{z}_s = \frac{1}{A_d} \int_{z=0}^1 \int_{y=0}^{\sqrt{(1-z^2) \cdot \left(\frac{b}{a}\right)^2}} z \, dy \, dz = \frac{4}{\pi} \int_0^1 \sqrt{(1-z^2)} \cdot z \, dz \quad (5.37)$$

$$\tilde{y}_s = \frac{1}{A_d} \int_{z=0}^1 \int_{y=0}^{\sqrt{(1-z^2) \cdot \left(\frac{b}{a}\right)^2}} y \, dy \, dz = \frac{a}{2A_d} \int_0^1 (1-z^2) \cdot \left(\frac{b}{a}\right) \, dz \quad (5.38)$$

Dabei wird erneut zunächst die Kontaktfläche vor dem Werkzeugscheitel analysiert. Das Ergebnis ist der grafischen Darstellung in Abbildung 5.14 a) zu entnehmen. Zur Angabe der Schwerpunktlage in axialer Richtung ist demnach eine Konstante ausreichend,  $\tilde{z}_s \approx 0,424$ , Gl. (5.39).

$$\Rightarrow \boxed{\tilde{z}_s = \frac{4}{3\pi} \approx 0,424} \quad (5.39)$$

Die Schwerpunktlage in Umfangsrichtung  $\tilde{y}_s$  wird mithilfe des Halbachsenverhältnisses  $a/b$  angegeben, Gl. (5.40).

$$\Rightarrow \boxed{\tilde{y}_s = \frac{4b}{3a\pi} \approx 0,424 \cdot \left(\frac{b}{a}\right)} \quad (5.40)$$

Wird entsprechend der vorangegangenen Betrachtung auch der Kontaktbereich hinter dem Werkzeugscheitel in die Berechnung einbezogen, ändert sich die Lage des Schwerpunktes gemäß der Flächenzunahme. Für die nachfolgenden Untersuchungen ist hierbei lediglich die Än-

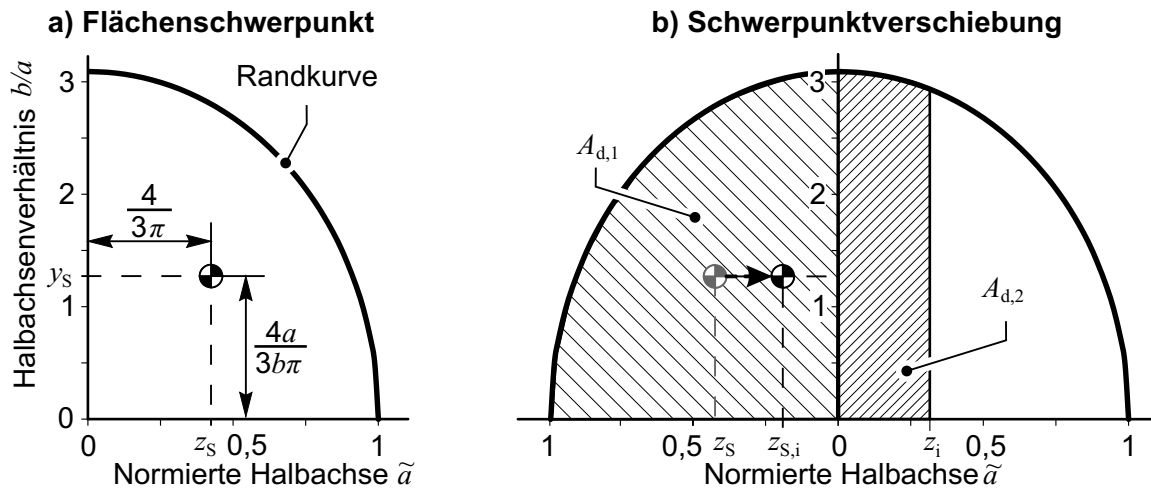


Abbildung 5.14: Flächenschwerpunkt der Ellipse

derung des Schwerpunktes in axialer Richtung  $z$  von Bedeutung. Da gezeigt werden konnte, dass zur Beschreibung der Flächenzunahme ein linearer Verlauf verwendet werden kann, ist diese Linearisierung auch für die Beschreibung der Schwerpunktverschiebung  $\Delta \tilde{z}_s$  zulässig. Die Schwerpunktverschiebung kann demnach erneut mit dem Verhältnis der Umschlingungswinkel  $\gamma_1/\gamma_2$  beschrieben werden, Gl. (5.41).

$$\Delta \tilde{z}_s = \frac{\gamma_2}{\gamma_1} \cdot z_s \quad (5.41)$$

Die Lage des Schwerpunktes auf der normierten Halbachse  $\tilde{a}$  ergibt sich letztlich mittels Gl. (5.42).

$$\tilde{z}_{s,res} = \frac{4}{3\pi} \left( 1 - \frac{\arcsin\left(\frac{\kappa}{2}\right)}{\arccos(1 - \lambda)} \right) \quad (5.42)$$

Da bei der Berechnung stets eine normierte Ellipse verwendet worden ist, ist abschließend zur Bestimmung der tatsächlichen Schwerpunktlage eine Berücksichtigung der tatsächlichen Dimensionen vorzunehmen, Gl. (5.43) und Gl. (5.44).

$$y_s = \tilde{y}_s \cdot a \quad (5.43)$$

$$z_{s,res} = \tilde{z}_{s,res} \cdot a \quad (5.44)$$

Aufgrund der erneuten Verwendung des Verhältnisses beider Umschlingungswinkel  $\gamma_2/\gamma_1$ , ist der Funktionsverlauf zur Beschreibung der Schwerpunktverschiebung  $\Delta \tilde{z}_s$  aus Abbildung 5.14 b) auch an dieser Stelle gültig. Vereinfachend ist erneut eine Linearisierung möglich. Bei Erhöhung des spezifischen Vorschubs  $\kappa$  verschiebt sich der Schwerpunkt  $z_s$  in Richtung des Werkzeugscheitels. Beim größtmöglichen spezifischen Vorschub  $\kappa_{max} = 2$  liegt der Schwerpunkt  $z_s$  demnach genau auf dem Scheitel.

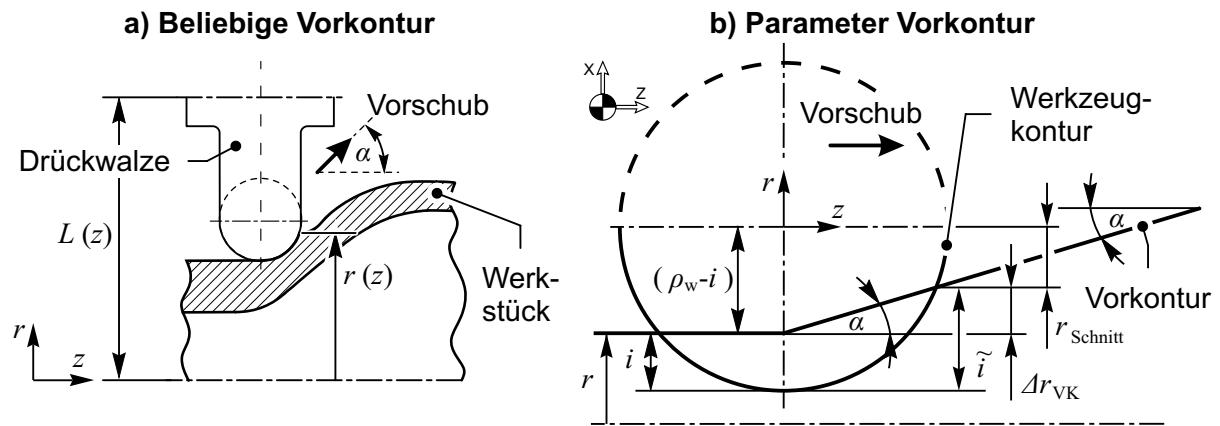


Abbildung 5.15: Berechnung der Zustellung  $\tilde{i}$  bei vorkonturierten Halbzeugen

Die Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Der Flächenschwerpunkt der Kontaktzone kann aus dem Halbachsenverhältnis  $a/b$  der Ellipsengleichung abgeleitet werden.
- Die Änderung des Vorschubwertes  $\kappa$  führt zu einer Verschiebung des Schwerpunkts in Richtung des Drückwalzenscheitels. Die Verschiebung kann über das Größenverhältnis der Kontaktflächen vor und hinter dem Drückwalzenscheitel ausgedrückt werden.

### Einfluss der Werkzeugbahn auf die Kontaktzone

Das inkrementelle Engen erfolgt i.d.R. innerhalb mehrerer Umformstadien. Dabei ist eine Fertigung von Werkstücken mit unterschiedlichsten Geometrien denkbar, die im Rahmen einer zunächst beliebig zu definierenden Werkzeugbahn hergestellt werden. Beide Aspekte sind bei der Analyse des Werkzeugkontaktes zu berücksichtigen. Aufgrund der vorliegenden Freiheitsgrade beim inkrementellen Engen wird allerdings nicht der Anspruch einer allumfassenden Darstellung erhoben.

Um den Einfluss sowohl der Werkzeugbahn als auch der Werkstückkontur auf die resultierende Kontaktzone untersuchen zu können, wird die Definition des Achsabstandes  $L$  aus Gl. (5.14) um variable Größen erweitert, Gl. (5.45). Mit dieser Erweiterung ist eine direkte Berücksichtigung beliebiger Werkzeugbahnen über eine positionsabhängige Zustellung  $i(z_i)$  möglich.

$$L(z) = R_{DW,0}(z) + r(z) - i(z_i) \quad (5.45)$$

Die Einbindung vorkonturierter Halbzeuge ist dagegen zusätzlich herzuleiten. Diese Herleitung erfolgt anhand von Abbildung 5.15. Daraus wird ersichtlich, dass die Zustellung  $i$  bei

einem konischen Halbzeug eine theoretisch größere Zustellung des Werkzeugs  $\tilde{i}$  bewirkt als bei zylindrischen Werkstücken. Demnach vergrößert sich die resultierende Kontaktzone vor dem Walzenscheitel in Vorschubrichtung. Die Berechnung gelingt durch Verschneiden der als Kreis angenommenen Drückwalzenkontur, Gl. (5.46), mit dem als Gerade beschriebenen Werkstückprofil, Gl. (5.47).

$$\rho_w^2 = x^2 + y^2 \quad (5.46)$$

$$y = mx + b \quad (5.47)$$

$$= \tan \alpha + i - \rho_w \quad (5.48)$$

Durch Einsetzen und Auflösen der quadratischen Gleichung ist die Berechnung der vertikalen Schnittpunktcoordinate  $r_{Schnitt}$  beider Körper möglich, Gl. (5.49).

$$r_{Schnitt} = \frac{i - \rho_w + \sqrt{4(i - \rho_w)^2 \tan^2 \alpha - 4(1 + \tan^2 \alpha) \cdot (i^2 - 2\rho_w i)}}{2(1 + \tan^2 \alpha)} \quad (5.49)$$

Die Radienzunahme des Werkstücks aufgrund der Vorkonturierung  $\Delta r_{VK}$  ist anschließend mit Gl. (5.50) zu ermitteln.

$$\Delta r_{VK} = \rho_w - i - r_{Schnitt} \quad (5.50)$$

Die Addition in Gl. (5.51) liefert letztendlich den vorliegenden Halbzeugradius  $r(z)$ .

$$r(z) = r_0 + \Delta r_{VK}(z) \quad (5.51)$$

Die Bestimmung einer theoretischen Ersatzzustellung  $\tilde{i}(z)$  ist folglich mit Gl. (5.52) möglich.

$$\tilde{i}(z) = i + \Delta r_{VK}(z) \quad (5.52)$$

$$\Rightarrow \tilde{i}(z) \stackrel{!}{>} i \quad (5.53)$$

Die aufgezeigte Vorgehensweise zur Bestimmung einer Ersatzzustellung  $\tilde{i}(z)$  dient somit als Möglichkeit zur parametrischen Untersuchung der Kontaktflächenänderung infolge einer Vorkonturierung des Werkstücks. Aus Gl. (5.52) ist erkennbar, dass die Ersatzzustellung  $\tilde{i}(z)$  stets größer ist als die tatsächliche Zustellung  $i$  der Maschine. Unter den getroffenen Annahmen ist somit der Flächeninhalt bei der Formgebung zylindrischer Werkstückbereiche am kleinsten. Allerdings erreicht die gleichzeitige Behandlung einer Vorkonturierung und einer variablen Werkzeugbahn schnell ein umfangreiches Ausmaß. Daher wird auf eine weitere theoretische Diskussion an dieser Stelle verzichtet. Pragmatisch werden die Effekte der Vorkontur und der Werkzeugbahn auf die resultierende Kontaktzone stattdessen qualitativ analysiert.

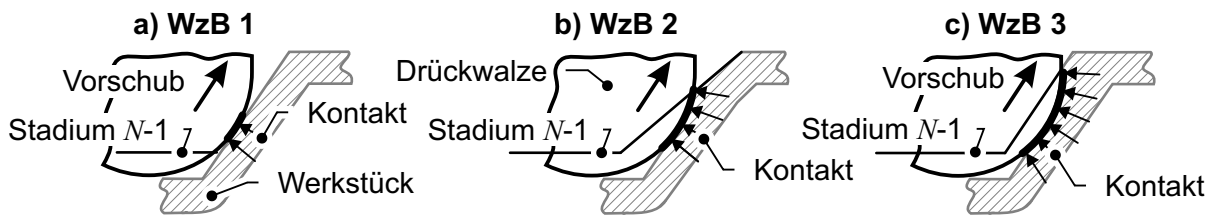


Abbildung 5.16: Vergleich der Kontaktbereiche bei unterschiedlichen Werkzeugbahnen

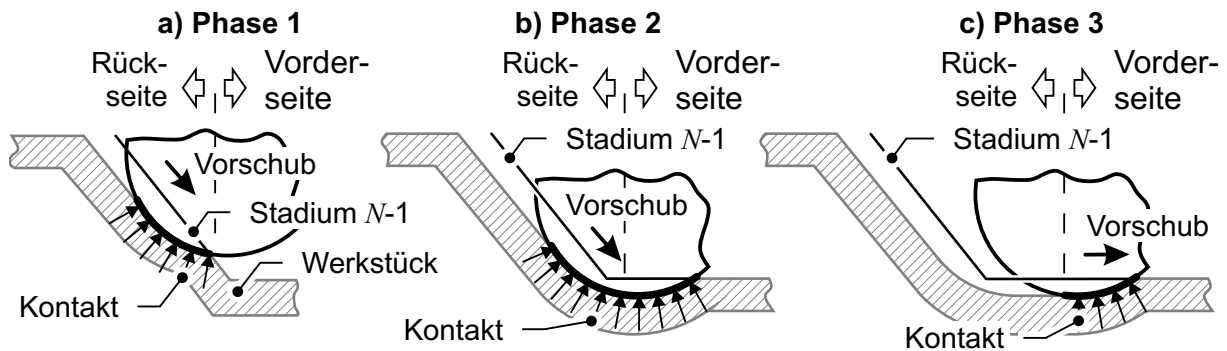


Abbildung 5.17: Änderung der Kontaktzone während der Formgebung

Die verwendeten Werkzeugbahnen unterscheiden sich maßgeblich bei der Ausformung der konischen Werkstückbereiche, Abbildung 4.4. Zur Visualisierung der Auswirkungen dient Abbildung 5.16. Bei der ersten Werkzeugbahn - *WzB 1* - wird lediglich ein begrenzter Teil des konischen Werkstückbereiches innerhalb jedes Prozessstadiums umgeformt. Die hieraus resultierende Kontaktzone ist von vergleichsweise geringem Ausmaß. Innerhalb der zweiten Werkzeugbahn - *WzB 2* - , Abbildung 5.16 b), wird pro Umformstadium ein höherer Einziehungswinkel  $\alpha$  erzeugt. Verglichen mit *WzB 1* resultiert dieses Vorgehen in einem vergrößerten Kontaktbereich. Innerhalb *WzB 3* wird der konische Werkstückbereich innerhalb jedes Stadiums vollständig und stets mit dem gleichen Winkel  $\alpha$  ausgeformt. Demnach ist im Vergleich die Kontaktzone bei dieser Werkzeugbahn am größten. Hieraus resultieren ebenfalls sowohl die betragsmäßig größte Umschlingung  $\gamma_1$  als auch eine Verschiebung der Schwerpunktlage  $z_S$  deutlich vor den Walzenscheitel.

Abschließend wird die Vorschubrichtung der Werkzeugbahn  $f_d$  in ihrer Bedeutung auf die wirksame Kontaktfläche betrachtet, Abbildung 5.17. Bei einer Werkzeugbahn mit Bewegungsanteilen, welche zur Drehachse des Werkstücks orientiert sind, variiert die Kontaktzone während der Formgebung infolge der Vorkontur. Diese lässt sich in mehrere Phasen unterteilen. Während einer Formgebung des konischen Werkstückbereiches ist bei bereits vorkonturiertem Werkstück in *Phase 1* zunächst der Arbeitsradius hinter dem Werkzeugscheitel im Eingriff, Abbildung 5.17 a). In Bildteil b) ist die Vergrößerung der Kontaktzone zu erkennen, die dann



erreicht wird, wenn die Drückwalze zusätzlich auf den zylindrischen Werkstückbereich trifft. Dieser Zustand wird als *Phase 2* beschrieben. Die Kontaktfläche erreicht hierbei ihren größten Betrag. Der Wechsel der Vorschubrichtung zu einer rein axialen Werkzeugbewegung in *Phase 3* führt zu der in den vorangegangenen Kapiteln diskutierten Kontaktzone, Abbildung 5.17 c).

Aus dieser Analyse wird ersichtlich, dass nicht nur die Größe, sondern auch die Lage der Kontaktzone durch die Vorkontur und die gewählte Werkzeugbahn stark beeinflusst werden, sodass sich beispielsweise erneut Änderungen des Schwerpunkts ergeben. Eine theoretische Abhandlung dieses Effektes ist zwar möglich, jedoch steht der für diese Arbeit erzielbare Nutzen nicht im Verhältnis zum erforderlichen Aufwand. Aus der Untersuchung lassen sich somit folgende Informationen ableiten:

- Eine Berücksichtigung der Werkzeugbahn ist durch die Vorgabe einer lokalen Zustellung  $i(z)$  realisierbar.
- Die Berücksichtigung einer beliebigen Werkstückkontur ist abschnittsweise über die fiktive Größe einer Ersatzzustellung  $\tilde{i}(z)$  möglich, jedoch mathematisch aufwendig. Bei nicht zylindrischen Konturen ist die Kontaktfläche stets größer als bei zylindrischen.
- Die Kombination aus Vorkontur und Werkzeugbahn kann nicht nur zu einer Änderung der Kontakzonegeometrie, sondern auch zu einer Verschiebung des Kontaktbereiches über den Werkzeugscheitel der Drückwalze hinweg führen.

### Berücksichtigung realer Werkzeuggeometrien

Abschließend werden die Untersuchungen um die Berücksichtigung der Werkzeugkontur erweitert. Idealisiert wurde innerhalb der vorgestellten Analyse bislang auf die Berücksichtigung der Werkzeugschulter verzichtet. Folglich ist ein Kontakt der Schulter mit dem Werkzeug bei einer Prozessauslegung auszuschließen, Abbildung 5.18. Daraus ergeben sich entsprechende Randbedingungen bei der Wahl des Vorschubverhältnisses  $f$  bzw.  $\kappa$  sowie der Festlegung der Werkzeugbahn.

Wie in Kapitel 5.1.2 aufgeführt, ist unter idealisierten Bedingungen eine maximale theoretische Zustellung des Werkzeugs mit einem Betrag von  $\lambda_{max} = 1$  zulässig. Aus Abbildung 5.19 a) geht hervor, dass dieser Wert nur bei einer senkrechten Werkzeugschulter und bei einer senkrechten Ausrichtung des Werkzeugs zur Werkstückoberfläche möglich ist. Wie bereits in Abbildung 4.3 b) dargestellt, ist die Geometrie einer Drückwalze i.d.R. durch einen Schulterwinkel  $\delta$  gekennzeichnet. Nach Abbildung 5.19 a) wird jedoch deutlich, dass die Zustellbarkeit

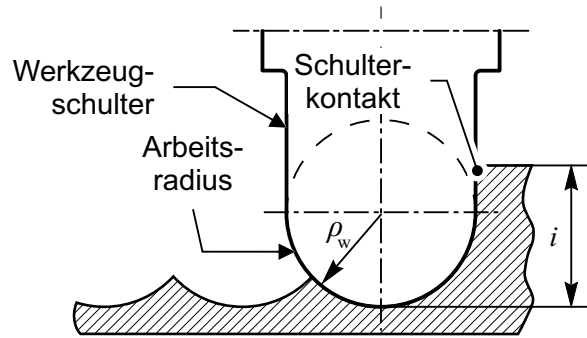


Abbildung 5.18: Kontakt der Werkzeugschulter

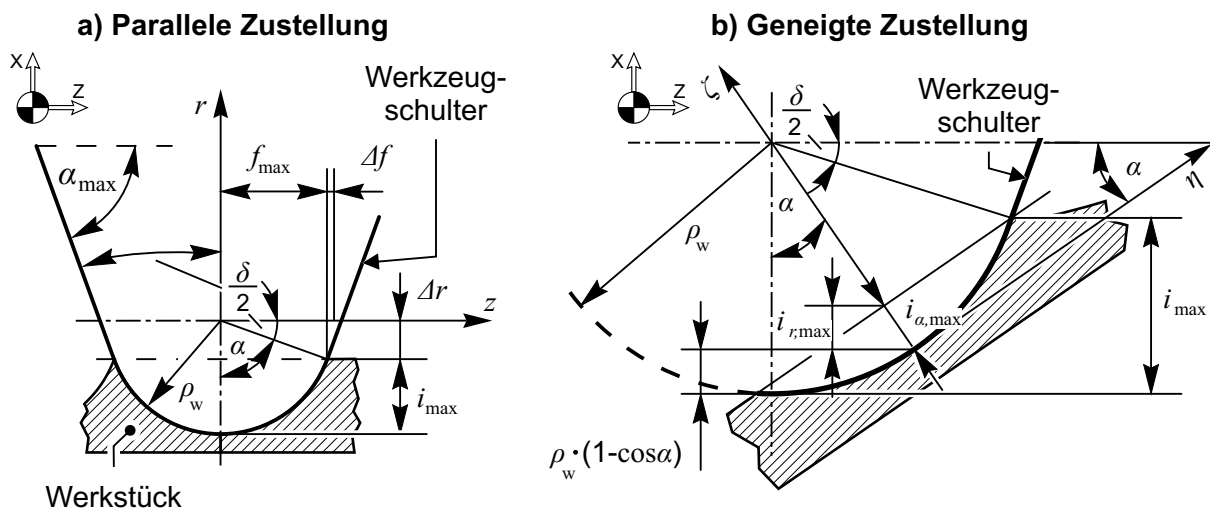


Abbildung 5.19: Maximale Zustellbarkeit  $i_{max}$

$i_{max}$  des Werkzeugs sich mit zunehmendem Schulterwinkel  $\delta$  um den Betrag von  $\Delta i$  reduziert, Gl. (5.54).

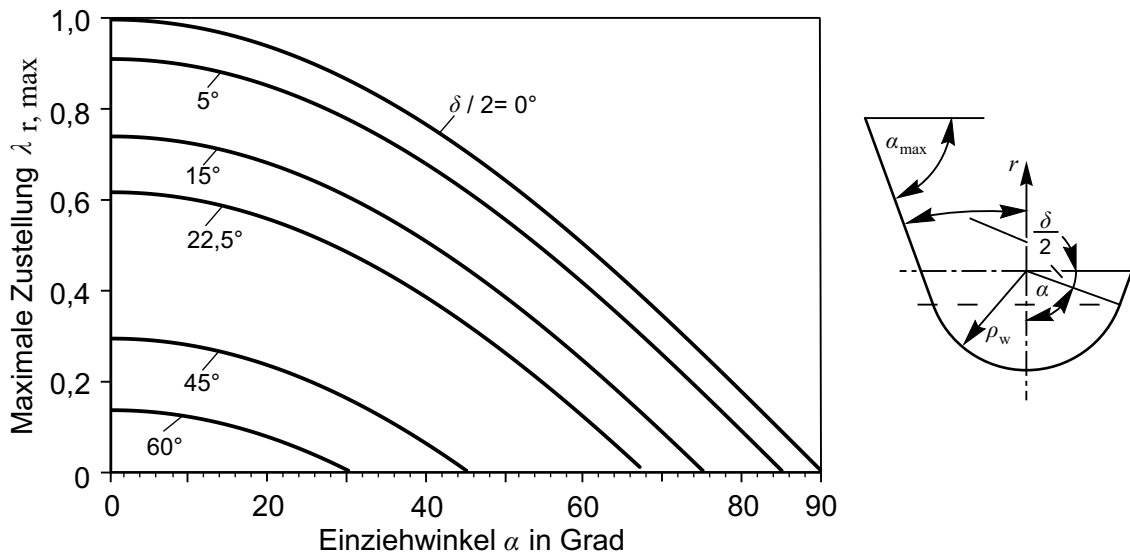
$$i_{max} = \rho_w - \Delta i \quad (5.54)$$

Die Angabe einer maximalen Werkzeugzustellung  $i_{max}$  bzw.  $\lambda_{max}$  bei gegebenem Schulterwinkel  $\delta$  ist demnach mittels Gl. (5.56) möglich.

$$\Delta i = \rho_w \sin\left(\frac{\delta}{2}\right) \quad (5.55)$$

$$\Rightarrow \lambda_{max} = \frac{i_{max}}{\rho_w} \leq 1 - \sin\left(\frac{\delta}{2}\right) \quad (5.56)$$

Bei einer geneigten Werkzeugzustellung, wie sie beispielsweise bei einem vorkonturierten Werkstück zur Anwendung kommt, wird die Zustellbarkeit  $i_{max}$  zusätzlich beeinträchtigt. Als Beispiel wird erneut eine konische Vorkontur mit dem Einziehwinkel  $\alpha$  in Abbildung 5.19 b) aufgeführt. Hierbei verschiebt sich der Berührungspunkt des Werkzeugs, an dem ein erster Kontakt

Abbildung 5.20: Maximale radiale Arbeitszustellung der Drückwalze  $\lambda_{r,max}$ 

stattfindet, entlang dem Kreisbogen, zum Winkel  $\alpha$ . Senkrecht zur Werkstückoberfläche reduziert sich die maximale Zustellung folglich auf den Betrag von  $i_{\alpha,max}$ . Da das Maschinenkoordinatensystem im Raum fest verankert ist, ist zur Auslegung einer maximal möglichen Maschinenbewegung die Herleitung einer zulässigen radialen Zustellung  $i_{r,max}$  notwendig. Die notwendige Beziehung ist anhand der geometrischen Verhältnisse in Abbildung 5.19 b) zu entnehmen, Gl. (5.57) und Gl. (5.58).

$$i_{r,max} = i_{max} - \rho_w \cdot (1 - \cos \alpha) = \lambda_{r,max} \cdot \rho_w \quad (5.57)$$

$$\Rightarrow \boxed{\lambda_{r,max} = \cos \alpha - \sin(\delta/2)} \quad (5.58)$$

Eine grafische Auswertung der Gl. (5.58) erfolgt mithilfe der Abbildung 5.20, wobei eine Variation des Einziehwinkels  $\alpha$  und des Schulterwinkels  $\delta$  dargestellt wird. Dieses Diagramm kennzeichnet ein Prozessfenster im Sinne einer zulässigen Arbeitszustellung  $\lambda_{max}$ . Anhand der Auswertung ist zu erkennen, dass bereits kleine Schulterwinkel  $\delta$  die zulässige Arbeitszustellung  $\lambda$  deutlich beeinflussen. Bei einem Winkel von  $\delta/2 = 22,5^\circ$  ist ab einer Zustellung von  $\lambda \approx 0,6$  von einem Schulterkontakt auszugehen. Die Vergrößerung des Neigungswinkels  $\alpha$  zeigt bis zu einem Wert von  $\alpha \leq 20^\circ$  vergleichsweise geringe Auswirkungen auf die maximale Zustellbarkeit. Bei größeren Werten wird das Prozessfenster hingegen deutlich und in nahezu linearer Weise beschränkt.

Durch das Ausschließen des Schulterkontaktes sind auch für die Prozessgrößen  $f$  bzw.  $\kappa$  Rahmenbedingungen ableitbar. Mithilfe Gl. (5.34) kann der Zustand definiert werden, bei dem ein Verschneiden der Kreiskonturen zweier aufeinanderfolgender Umdrehungen gerade noch

erwartet werden kann. Wie bereits erwähnt, erreicht diese Kenngröße bei einer senkrechten Werkzeugschulter ihren theoretischen Grenzwert bei  $\kappa_{max} = 2$  bzw.  $f_{max} = 2\rho_w$ . Wie in Abbildung 5.19 a) dargestellt, reduziert sich durch die Einführung des Schulterwinkels  $\delta$  der Betrag um  $\Delta f$ . Anhand der geometrischen Vorgaben kann der Schulterwinkel bei der Auslegung des zulässigen Vorschubs mittels Gl. (5.59) berücksichtigt werden.

$$\kappa_{max} = \frac{f_{max}}{\rho_w} \leq 2 \cdot \cos(\delta/2) \quad (5.59)$$

Folglich ist mithilfe dieser Randbedingung die Vorgabe eines zulässigen Parameterraums auch für die Prozessgröße  $\kappa$  möglich. Für eine Prozessauslegung ergeben sich demnach folgende Informationen:

- Bereits kleine Schulterwinkel  $\delta$  bewirken deutliche Einschränkungen der maximal zulässigen Arbeitszustellung  $\lambda_{max}$  und des zulässigen spezifischen Vorschubs  $\kappa_{max}$ .
- Der Einziehwinkel bewirkt erst ab Beträgen  $\alpha \gtrsim 30^\circ$  eine nennenswerte Reduktion derselben Prozessgrößen.
- Es steht ein grafisches Prozessfenster zur Verfügung.

### 5.1.6 Fazit zur Kontaktanalyse

Eine Untersuchung der Kontaktzone zwischen Werkstück und Werkzeug ist sowohl eine Voraussetzung zur Modellierung der Umformkräfte als auch zum Verständnis von Ursache-Wirkungs-Prinzipien. Die Ergebnisse der Modellbildung und experimentellen Analyse der Kontaktzone können wie folgt zusammengefasst werden:

- Die räumlich gewölbte Kontaktzone kann durch eine Ellipsenfunktion approximiert werden. Die Beschreibung der Halbachsen erfolgt mithilfe abgewickelter Längen und ist insbesondere bei großen Zustellungen  $\lambda$  notwendig. Die Lösung ist auf Druckwerkzeuge mit Arbeitsradius  $\rho_w$  beschränkt.
- Das Modell ermöglicht die Auslegung der Kontaktzonengeometrie anhand von Maschinen- und Prozessparametern. Die Zustellung  $\lambda = i/\rho_w$  und die Werkzeugkenngröße  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  sind dabei besonders signifikant.
- Das Modell überschätzt den tatsächlichen Flächeninhalt um etwa 35%. Die Abweichungen sind hauptsächlich auf die Blechbiegung in Rohrlängsrichtung zurückzuführen.

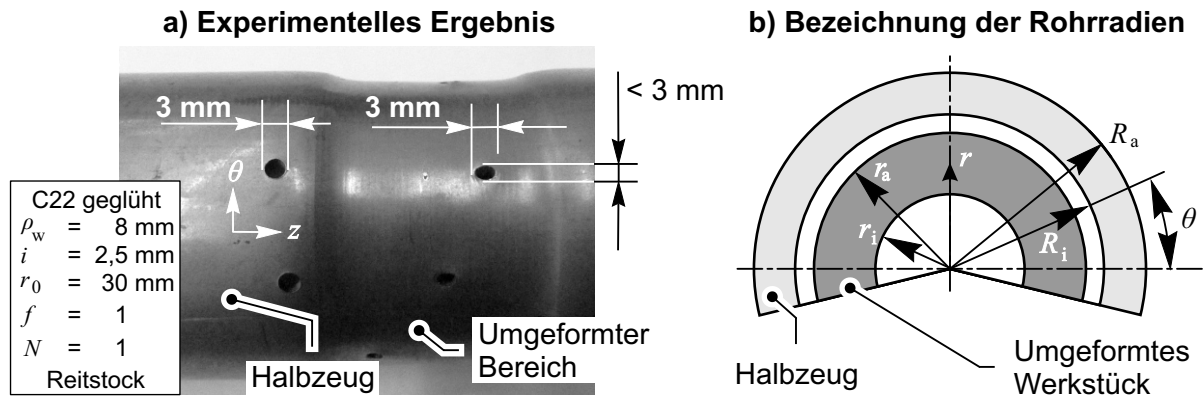
- Die Berücksichtigung der Kontaktfläche hinter dem Werkzeugscheitel ist mithilfe des spezifischen Vorschubes  $\kappa = f/\rho_w$  möglich. Für einen Wertebereich  $\kappa \lesssim 1,6$  ist der Zuwachs nahezu linear.
- Der Flächenschwerpunkt kann über das Halbachsenverhältnis  $a/b$  ausgedrückt werden. Bei zunehmendem spezifischen Vorschub  $\kappa$  verschiebt sich der Schwerpunkt in Richtung des Drückwalzenscheitels.
- Ein vorkonturiertes Halbzeug führt zu einem vergrößerten Flächeninhalt der Kontaktzone. Demnach ist der Flächeninhalt  $A_d$  bei WzB 3 am größten.
- Bei vorkonturierten Halbzeugen ist während der Umformung eine Verschiebung der Kontaktzone über den Werkzeugscheitel hinweg möglich.
- Der Schulterwinkel  $\delta$  und der Einziehwinkel  $\alpha$  führen zur Reduktion der maximal zulässigen Arbeitszustellung  $\lambda_{max}$  und des Vorschubs  $\kappa_{max}$ . Die Bestimmung zulässiger Parameterwerte ist grafisch möglich.

## 5.2 Formänderungszustand

Wie im Kapitel 2.2.1 berichtet, ist der Werkstofffluss, und folglich auch die Formänderung, beim inkrementellen Engen nur ansatzweise beschrieben. Aufgrund der freien Umformung beim inkrementellen Engen ist zu erwarten, dass die Geometrie bzw. die resultierende Werkstückwandstärke in hohem Maße durch Prozessparameter und die gewählte Werkzeugbahn beeinflusst wird. Eine Berücksichtigung lokaler Deformationen innerhalb einer theoretischen Modellierung führt jedoch schnell zu einer mathematisch umfangreichen und daher unpraktikablen Vorgehensweise. Die Analyse der Werkstückgeometrie erfolgt daher zweigeteilt. Im vorliegenden Kapitel wird zunächst mithilfe angenommener Formänderungszustände die Berechnung einer *idealisierten Werkstückgeometrie* vorgestellt. Eine Auseinandersetzung mit lokal auftretenden Abweichungen wird mithilfe experimenteller Untersuchungen in Kapitel 6.2 durchgeführt.

### 5.2.1 Randbedingungen und Vorbetrachtung

Ziel der folgenden Untersuchung ist die Bestimmung der resultierenden Werkstückwandstärke. Die Entwicklung eines Modells zur analytischen Beschreibung der Formänderungen wird daher mithilfe eines infinitesimalen Vergleichs zwischen Halbzeug- und Werkstückgeometrie durchgeführt. Dabei wird vereinfachend angenommen, dass nach einer Werkstückrotation je-

Abbildung 5.21: Verifikation der axialen Formänderung  $\varphi_z$ 

dem Werkstückelement entlang dem Umfang dieselbe Formänderung widerfahren ist. Damit wird an dieser Stelle eine rotationssymmetrische Betrachtung des Vorgangs verwendet und die Beschreibung der lokalen Formänderung in der Wirkfuge vernachlässigt. Als Vereinfachung bleiben, analog zur Modellierung der Kontaktzone in Kapitel 5.1.1, Beuleffekte nahe dem Kontaktbereich ebenfalls unberücksichtigt. Eine Wölbung des Werkstücks wird ausgeschlossen, wodurch alle Kreisquerschnitte eben bleiben. Es wird Volumenkonstanz vorausgesetzt. Eine weitere Vereinfachung findet durch Vernachlässigung einer Längenänderung des Werkstücks statt, welche durch den Einsatz des Reitstocks gerechtfertigt wird. Somit wird die Verschiebung eines Werkstückelements entlang der Längsachse nicht betrachtet. Das Ergebnis einer experimentellen Überprüfung dieser Annahmen ist in Abbildung 5.21 a) dargestellt. Hierbei wurde die Deformation eines ins Halbzeug eingebrachten Lochmusters ausgewertet, wobei zur Umformung nur ein Umformstadium verwendet worden ist,  $N = 1$ . Durch die Umformung wird die kreisförmige Bohrung mit einem Ausgangsdurchmesser von  $d = 3 \text{ mm}$  in eine Ellipse deformiert. Die Länge der Halbachse in  $z$ -Richtung entspricht auch nach der Umformung dem Ausgangsdurchmesser, während die andere Halbachse in  $\theta$ -Richtung einen kleineren Betrag annimmt.

In Längsrichtung  $z$  sind die Formänderungen auf der äußeren und der inneren Werkstückoberfläche identisch. In Umfangsrichtung  $\theta$  ergeben sich jedoch aufgrund des geschlossenen Kreisquerschnitts Unterschiede. Anhand von Abbildung 5.21 b) wird eine Berechnung der Formänderung auf der äußeren Oberfläche in der Gl. (5.60) durchgeführt. Analog werden in Gl. (5.61) die Formänderungen auf der Innenseite berechnet.

$$\varphi_{\theta,a} = \ln \left( \frac{r_a}{R_a} \right) \quad (5.60)$$

$$\varphi_{\theta,i} = \ln \left( \frac{r_i}{R_i} \right) = \ln \left( \frac{r_a - s_1}{R_a - s_0} \right) \quad (5.61)$$

Ein Vergleich zwischen den Formänderungen auf der äußeren und inneren Werkstückoberfläche wird in Gl. (5.62) durchgeführt. Demnach ist die Formänderung auf der Außenfaser stets größer als auf der Innenfaser,  $\varphi_{\theta,i} < \varphi_{\theta,a}$ .

$$\frac{\varphi_{\theta,i}}{\varphi_{\theta,a}} = \frac{R_a - \left(\frac{R_a}{r_a}\right)^2 \cdot s_0}{R_a - s_0} \quad (5.62)$$

$$\Rightarrow \frac{\varphi_{\theta,i}}{\varphi_{\theta,a}} < 1 \quad (5.63)$$

Bei der nachfolgenden Untersuchung werden ausschließlich die Formänderungen auf der äußeren Werkstückoberfläche betrachtet. Dazu werden zunächst zwei unterschiedliche Modelle vorgestellt. Anschließend wird die Umformung mithilfe einer ausschließlich radialen Werkzeugzustellung gesondert betrachtet. Dabei ergeben sich teilweise geänderte Randbedingungen, auf die an entsprechender Stelle eingegangen wird.

### 5.2.2 Modell 1 - Scherung

Innerhalb dieses Modells wird die Verjüngung des Halbzeugdurchmessers mithilfe einer Scherung beschrieben. Dem Modell liegt zugrunde, dass alle kreisförmigen Werkstücksegmente mit der infinitesimalen Länge  $dl$  während der Umformung normal zur Zylinderachse verbleiben. Der Ablauf der angenommenen Formänderung ist in Abbildung 5.22 a) dargestellt. Bedingt durch den Schervorgang wird das ehemals rechteckige Werkstückelement in eine Trapezform überführt, Abbildung 5.22 a). Zum Vergleich der infinitesimalen Volumina ist die Bestimmung des Flächeninhalts des Trapezes notwendig, welches dazu in eine flächenäquivalente Rechteckform mit den Seitenlängen  $dl$  und  $s$  überführt wird. Aufgrund der Rotationssymmetrie entspricht diese Vorgehensweise einer Näherungslösung. Durch Wahl geringer Werkstückwandstärken verbleibt der daraus resultierende Fehler allerdings gering. Bezug nehmend auf die in Kapitel 4.2 vorgestellte Werkstückgeometrie, verdeutlicht Abbildung 5.23 die geometrische Zulässigkeit des angenommenen Formänderungszustands. Da sich beliebig geformte Konturen durch Wahl einer ausreichend kleinen Länge  $dl$  linearisiert darstellen lassen, ist das Modell auf beliebige Werkstückkonturen anwendbar.

Die Berechnung der lokalen Wandstärke  $s$  erfolgt mithilfe der Gl. (5.64), wobei zur Bestimmung das Einziehverhältnis  $\Theta$  erforderlich ist.

$$s(z) = \frac{D_0}{d(z)} \cdot s_0 = \Theta(z) \cdot s_0 \quad (5.64)$$

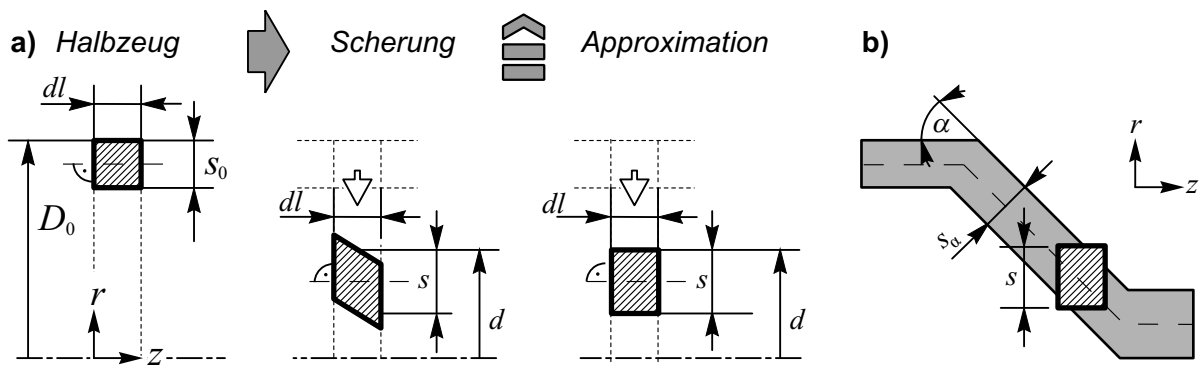


Abbildung 5.22: Engen durch Scherung

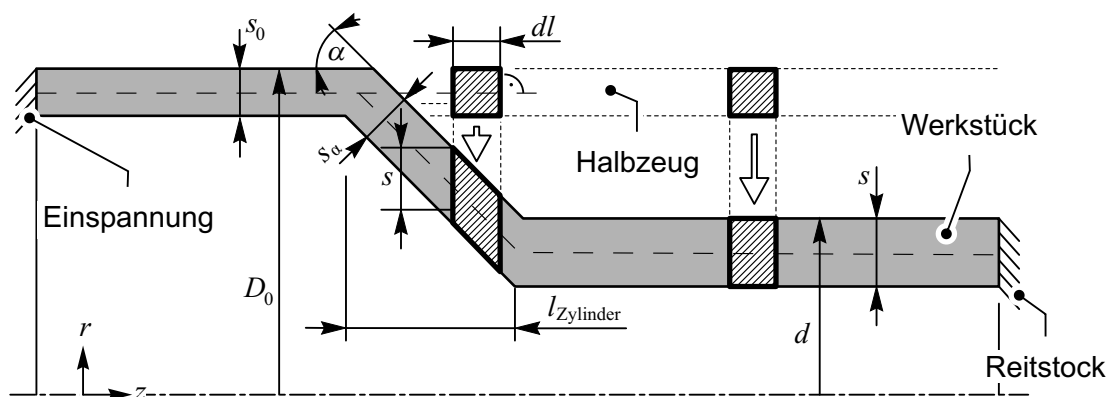


Abbildung 5.23: Geschertes Werkstück

Die letztendlich messbare Wandstärke am Werkstück ist in Abbildung 5.22 b) aufgeführt und wird mit Gl. (5.65) bestimmt.

$$s_{\alpha, \text{Scher}}(z) = s(z) \cdot \cos \alpha(z) \quad (5.65)$$

Da zur Durchmesserreduktion ein Einziehverhältnis  $\Theta = D_0/d > 1$  erforderlich ist, verdeutlicht die ermittelte Lösung, dass eine Zunahme der Wandstärke erfolgt, sobald die herzustellende Geometrie einem Zylinder entspricht. Bei einer nicht zylindrischen Kontur wirkt die Cosinus-Funktion der Zunahme entgegen. Demnach ist unter theoretischen Gesichtspunkten die Herstellung senkrechter Absätze,  $\alpha = \pi/2$ , nicht möglich. Bei dieser Geometrie führt die Berechnung zur einer resultierenden Wandstärke  $s = 0$ .

Die aus diesem Modell resultierenden Formänderungen werden analog durch Vernachlässigung einer Längenänderung,  $l = \text{konst.}$ , ermittelt, Gl. (5.66).

$$\varphi_z \stackrel{!}{=} 0 \Rightarrow \varphi_\theta = -\varphi_r \quad (5.66)$$



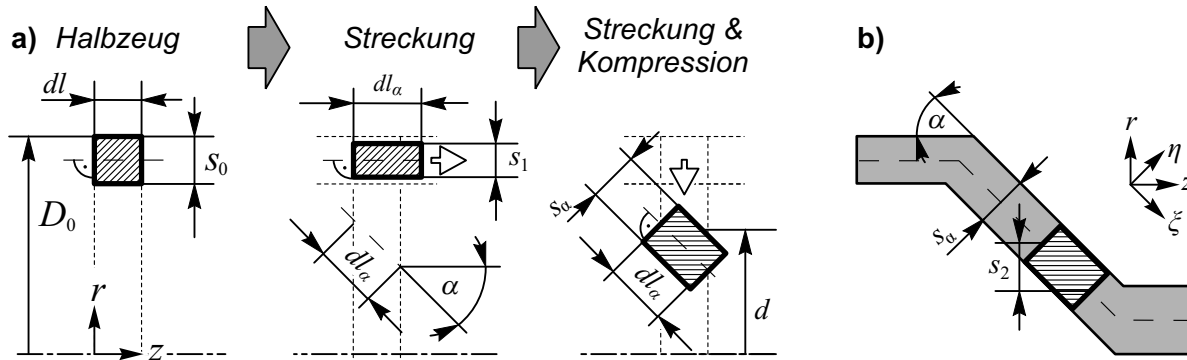


Abbildung 5.24: Engen durch Streckung und Kompression

In Gl. (5.67) erfolgt die Berechnung der Formänderung in radialer Richtung  $\varphi_r$  auf der Grundlage der ermittelten Wandstärke  $s(z)$ .

$$\varphi_r = \ln \left( \frac{s(z)}{s_0} \right) = \ln \Theta(z) \quad (5.67)$$

Die Formänderung in Umfangsrichtung  $\varphi_\theta$  wird mithilfe der Volumenkonstanz bestimmt, Gl. (5.68).

$$\Rightarrow \varphi_\theta = \ln \left( \frac{1}{\Theta(z)} \right) \quad (5.68)$$

### 5.2.3 Modell 2 - Streckung und Kompression

Das zweite Modell zur Beschreibung der Formänderung unterliegt der Annahme, dass die betrachteten Werkstückelemente mit infinitesimaler Länge  $dl$  stets senkrecht zur Mittelebene des umgeformten Werkstücks verbleiben. Aus dieser Forderung ergibt sich ein überlagerter Umformvorgang, der zur Veranschaulichung als Superposition zweier getrennter Vorgänge in sequenzieller Reihenfolge behandelt wird. Die Abfolge ist in Abbildung 5.24 a) dargestellt.

Durch Umformung des Werkstückelements in eine beliebige, nicht zylindrische Form ist gemäß der Oberflächenvergrößerung eine Streckung des Elements in die Länge  $dl_\alpha$  notwendig. Diese erfolgt mithilfe der Gl. (5.69).

$$l_\alpha = \frac{l_0}{\cos \alpha} \quad (5.69)$$

Gemäß der Volumenkonstanz wird dabei die Wandstärke auf den Betrag  $s_1$  reduziert, Gl. (5.70).

$$\Rightarrow s_1 = s_0 \cdot \cos \alpha \quad (5.70)$$

Im Anschluss wird das gestreckte Element auf einen kleineren Durchmesser  $d$  verschoben und entsprechend zur Lage der Mittelfaser gedreht. Die damit verbundene Kompression der Kreisquerschnitte geht mit einer weiteren Änderung der Wandstärke einher. Die Berechnung erfolgt

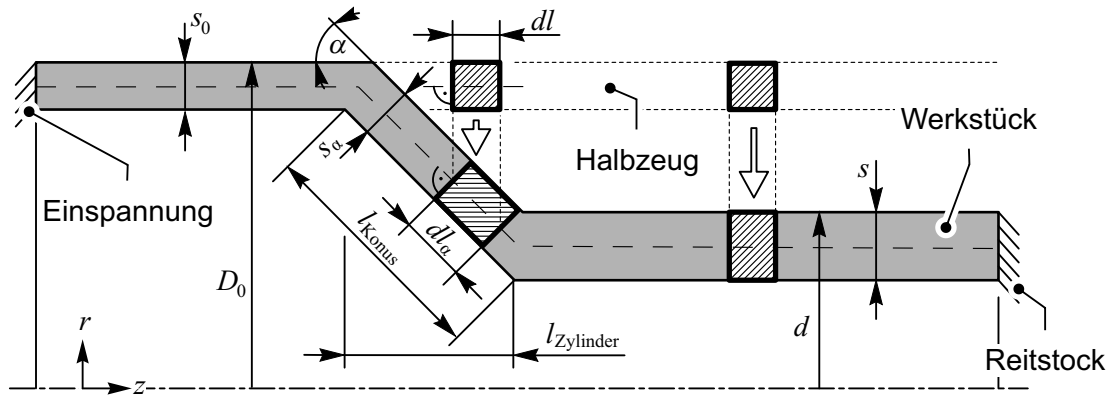


Abbildung 5.25: Anwendung der Modellierung Streckung und Kompression

durch Vergleich der Volumina des gestreckten Zylinders mit dem des erzeugten Kegelstumpfes, Gl. (5.71).

$$V_{Zylinder,gestreckt} = V_{Kegelstumpf} \quad (5.71)$$

$$\pi \cdot D_0 \cdot l_\alpha = \pi \cdot l_\alpha \cdot \left( \frac{D_0}{2} + \frac{d(z)}{2} \right) \cdot s_\alpha \quad (5.72)$$

Mithilfe weiterer algebraischer Beziehungen wird letztendlich der am Werkstück messbare Wert  $s_{\alpha,Streck}$  mithilfe von Gl. (5.73) berechnet.

$$\Leftrightarrow s_{\alpha,Streck}(z) = \frac{2s_0 \cos \alpha}{1 + 1/\Theta(z)} \quad (5.73)$$

Vergleichbar zur vorangegangenen Modellierung ergibt die Analyse der Gleichung eine Wandstärkenzunahme auf der Grundlage des Einziehverhältnisses  $\Theta$  und eine Reduktion der Wandstärke gemäß der Cosinus-Funktion.

Analog zur vorangegangenen Modellierung wird mithilfe der Abbildung 5.25 die geometrische Zulässigkeit des Modells nachgewiesen. Der daraus berechenbare Umformgrad in Umfangsrichtung ist in Gl. (5.74) aufgezeigt.

$$\varphi_\theta = \ln \left( \frac{d(z)}{D_0} \right) = \ln \left( \frac{1}{\Theta(z)} \right) \quad (5.74)$$

Da die durchgeführte Streckung nicht mithilfe des globalen Koordinatensystems wiedergegeben werden kann, wird ein gedrehtes  $\xi\eta$ -Koordinatensystem eingeführt, Abbildung 5.24 b). Das Koordinatensystem folgt der Mittelfaser. Demnach berechnet sich die Formänderung entlang der Mittelfaser mit Gl. (5.75).

$$\varphi_\xi = \ln \left( \frac{dl_\alpha}{dl} \right) = \ln \left( \frac{1}{\cos \alpha} \right) \quad (5.75)$$

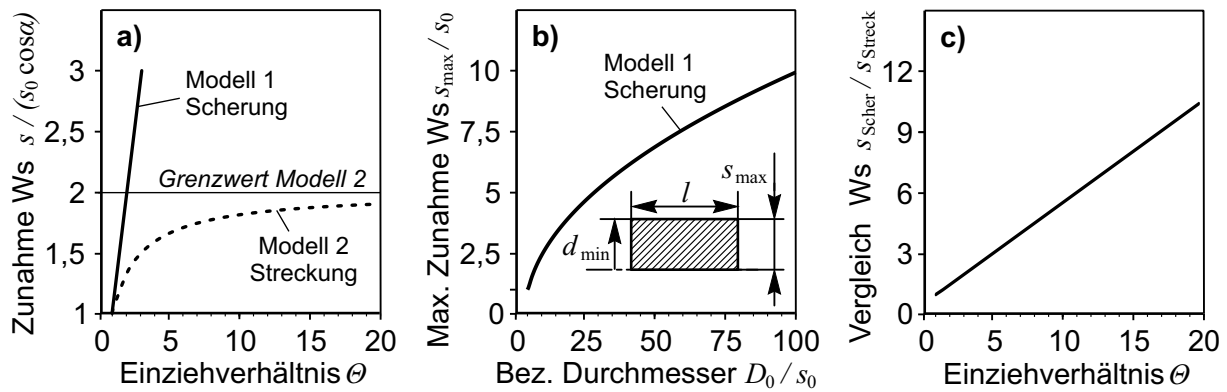


Abbildung 5.26: Modellvergleich

Durch die Volumenkonstanz ist die Formänderung in Richtung der Wandstärke mit Gl. (5.76) berechenbar.

$$\Rightarrow \varphi_r = -(\varphi_\theta + \varphi_\xi) \quad (5.76)$$

#### 5.2.4 Modellvergleich und maximale Formänderung

Zum Vergleich beider Modelle wird zunächst eine Grenzwertbetrachtung durchgeführt. Anschließend erfolgt eine Gegenüberstellung berechneter Wandstärken. Die Gegenüberstellung erfolgt anhand der normierten Darstellung  $s/s_0$ , welche die Wandstärkenänderung angibt.

Den Modellen zufolge ist eine Zunahme der Wandstärke erforderlich, wenn der Werkstückdurchmesser ohne Längenänderung reduziert wird. Die Betrachtung einer maximal möglichen Wandstärkenzunahme mithilfe beider Modelle liefert zunächst deutlich unterschiedliche Ergebnisse bei Erhöhung des Einziehverhältnisses  $\Theta$ , Abbildung 5.26 a). Demnach liegt für das Modell der Streckung mit anschließender Kompression ein Grenzwert vor, der eine maximal mögliche Zunahme der Wandstärke um den Faktor 2 festlegt, Gl. (5.77).

$$\lim_{\Theta \rightarrow \infty} \left( \frac{s_{\alpha, Streck}}{s_0 \cos \alpha} \right) = 2 \quad (5.77)$$

Demgegenüber ist die Wandstärkenänderung im ersten Modell nur vom Einziehverhältnis  $\Theta$  abhängig. Eine obere Grenze ist jedoch auch hier für den Fall vorhanden, indem das Ausgangsrohr zu einem Rundstab verjüngt wird, Abbildung 5.26 b). Infolge der Volumenkonstanz ist der Betrag der größtmöglichen Wandstärkenzunahme  $s_{max, Scher}/s_0$  im Schermodell vom bezogenen Halbzeugdurchmesser  $D_0/s_0$  abhängig, Gl. (5.78). Bei Erhöhung der Halbzeugabmessung  $D_0/s_0$  ist somit eine stetige Wandstärkenzunahme zu erwarten.

$$\frac{s_{max, Scher}}{s_0} = 2 \cdot d_{min} = \sqrt{\frac{D_0}{s_0} - 1} \quad (5.78)$$

Ein direkter quantitativer Vergleich beider Modelle ist durch Gleichsetzen der berechneten Wandstärken aus Gl. (5.64) und Gl. (5.73) möglich. Die hieraus resultierende Funktion ist in Gl. (5.79) wiedergegeben.

$$\frac{s_{Streck}}{s_{Scher}} = \frac{2}{\Theta + 1} < 1, \text{ da } \Theta > 1 \quad (5.79)$$

Der grafischen Darstellung der Funktion in Abbildung 5.26 c) ist zu entnehmen, dass die Verwendung des Schermodells stets zu größeren Wandstärken führen muss.

Der Wandstärkenzunahme wirkt in beiden Modellen die Cosinus-Funktion entgegen. Zur Erzielung eingezogener Bereiche am Werkstück mit einer Wandstärke  $s_\alpha = s_0$  ist demnach eine mit dem lokalen Einziehverhältnis  $\Theta(z)$  kontinuierliche Änderung des Einziehungswinkels  $\alpha$  notwendig. Bei der Wahl großer Winkel strebt bei beiden Modellen die resultierende Wandstärke  $s_\alpha$  gegen den Grenzwert null, Gl. (5.80).

$$\lim_{\alpha \rightarrow \frac{\pi}{2}} s_\alpha = 0 \quad (5.80)$$

Die Auswertung und Gegenüberstellung beider Modelle kann wie folgt zusammengefasst werden:

- Beide Modelle beschreiben eine geometrisch zulässige Formänderung.
- In beiden Modellen wird die Wandstärke bei zunehmendem Einziehverhältnis  $\Theta$  erhöht und bei zunehmendem Einziehungswinkel  $\alpha$  reduziert. Das Herstellen von Einziehungswinkeln  $\alpha = 90^\circ$  ist nicht möglich.
- Beim ersten Modell (*Scherung*) wird die maximale Wandstärkenzunahme durch das  $D_0/s_0$ -Verhältnis vorgegeben.
- Beim zweiten Modell (*Streckung und Kompression*) ist maximal eine Verdoppelung der Wandstärke möglich.

### 5.2.5 Modellanwendung und Verifikation

Beide Modelle werden im Folgenden auf die in Kapitel 4.2 beschriebene Geometrie angewandt und anschließend mit experimentell ermittelten Messwerten verglichen. Dazu wird die Außenkontur der gewählten Werkstückgeometrie idealisiert betrachtet, indem abgerundete Übergangsbereiche zwischen den konischen und zylindrischen Werkstückabschnitten vernachlässigt werden. Durch abschnittsweise Definition des Werkstücks ist somit die Beschreibung der Außenkontur mithilfe einer Konturfunktion  $r(z)$  möglich, Abbildung 5.27 a). Im zylindrischen

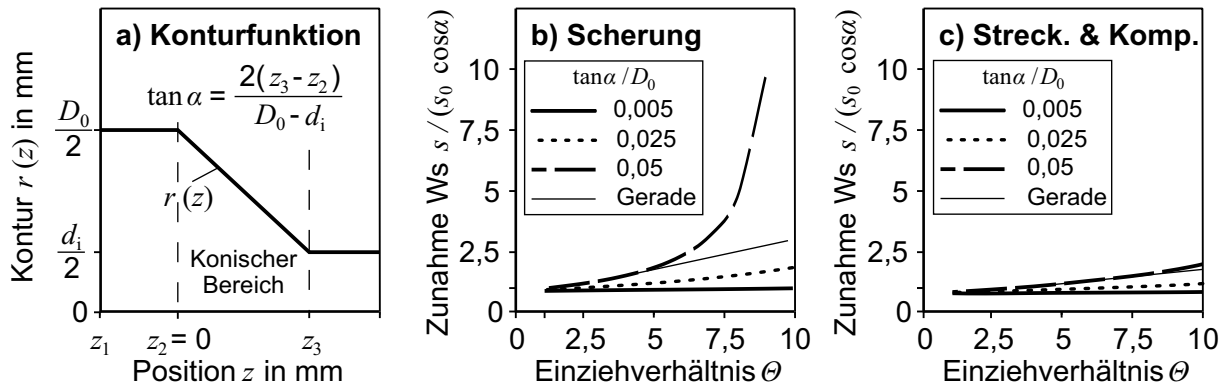


Abbildung 5.27: a) Abschnittsweise definierte Konturfunktion b) - c) Berechneter Wandstärkenverlauf

Werkstückbereich ist die Funktion eine Konstante,  $r(z) = d$ . Für den konischen Bereich ist die erforderliche Funktion in Gl. (5.81) angegeben.

$$r(z) = \frac{D_0}{2} - \tan \alpha \cdot z \quad (5.81)$$

Gl. (5.82) gibt das resultierende lokale Einziehverhältnis  $\Theta(z)$  wieder.

$$\Theta(z) = \frac{D_0}{2 \cdot r(z)} \quad (5.82)$$

Eingesetzt in die Gl. (5.65) und Gl. (5.73) ergeben sich die entsprechenden Funktionen zur Berechnung des Wandstärkenverlaufs mithilfe des Schermodells, Gl. (5.83), und mithilfe der kombinierten Streckung und Kompression, Gl. (5.84). Das Ergebnis verdeutlicht, dass beide Modelle bei Anwendung auf konische Konturen vergleichbare Resultate liefern, wobei sich das Streckmodell lediglich um den Faktor 2 im Nenner vom Schermodell unterscheidet.

$$s_{\alpha, \text{Scher}} = \frac{D_0 \cdot s_0 \cos \alpha}{D_0 - 2 \cdot \tan \alpha \cdot z} \quad (5.83)$$

$$s_{\alpha, \text{Streck}} = \frac{D_0 \cdot s_0 \cos \alpha}{D_0 - \tan \alpha \cdot z} \quad (5.84)$$

In den Abbildungen 5.27 b) und c) sind die berechneten Wandstärkenzunahmen  $s/(s_0 \cos \alpha)$  als Funktion des Einziehverhältnisses  $\Theta$  dargestellt. Als weiterer Parameter wird ein bezogener Einziehungswinkel  $\alpha/D_0$  verwendet. Hieraus wird deutlich, dass für geringe Einziehungswinkel  $\alpha$  eine nahezu lineare Entwicklung der Wandstärkenzunahme zu erwarten ist. Unter Voraussetzung einer Scherung - Modell 1 - wird für große Einziehungswinkel  $\alpha$  hingegen ab einem Einziehverhältnis von  $\Theta \approx 6$  eine stark progressive Zunahme der Wandstärke berechnet. Unter der Annahme einer Streckung mit überlagerter Kompression - Modell 2 - ist dies nicht der Fall.

Eine exemplarische Gegenüberstellung des berechneten Wandstärkeverlaufs mit einem experimentellen Ergebnis ist aus Abbildung 5.28 a) zu entnehmen. Die Wandstärke wird mit beiden

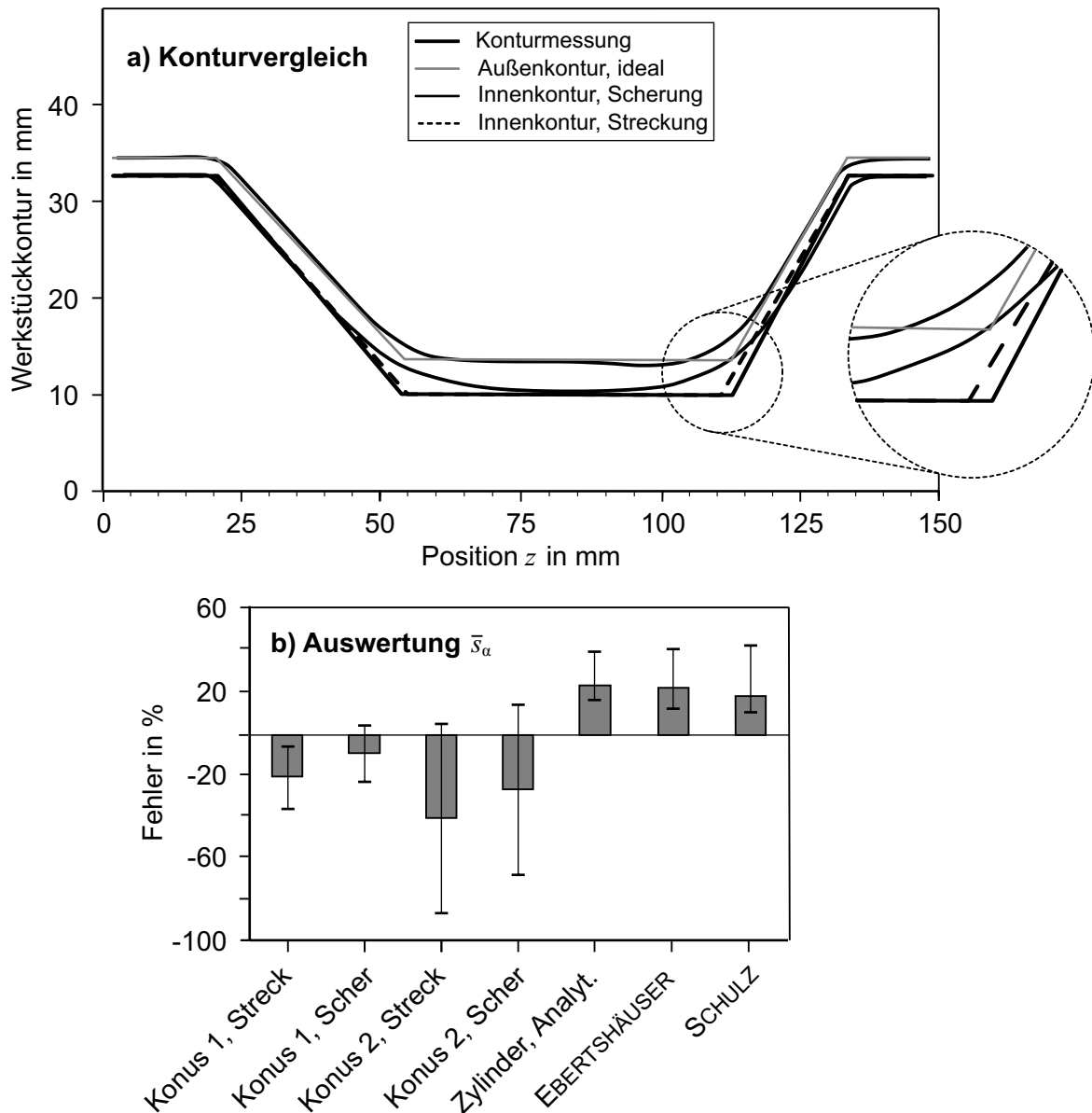


Abbildung 5.28: Verifikation der Formänderungsmodelle

Modellen sowohl im konischen als auch im zylindrischen Bereich mit ausreichender Genauigkeit wiedergegeben. Gemäß der vorherigen Analyse werden im konischen Werkstückbereich mit der Modellannahme einer Scherumformung - *Modell 1* - größere Wandstärken vorhergesagt. Die quantitativen Unterschiede zwischen beiden Modellen sind jedoch bei Anwendung auf die hier gewählte Geometrie gering. Da der analytischen Berechnung eine idealisierte, unstetige Werkstückkontur zugrunde gelegt worden ist, sind größere Abweichungen zu den abgerundeten, stetigen Übergängen zwischen zylindrischen und konischen Werkstückbereichen der gemessenen Kontur zu verzeichnen.

Die qualitative Gegenüberstellung einer Vielzahl experimenteller Ergebnisse mit den theoretischen Ansätzen erfolgt durch Berechnung einer mittleren Wandstärke  $\bar{s}_\alpha$ . Der Mittelwert der Gl. (5.83) und Gl. (5.84) ist in Gl. (5.85) und Gl. (5.86) berechnet worden.

$$\bar{s}_{\alpha, \text{Scher}} = \frac{D_0 \cdot s_0 \cos \alpha}{(z_2 - z_1)} \cdot \left( \frac{-1}{2 \cdot \tan \alpha} \cdot (D_0 - 2 \tan \alpha \cdot z) \right) \Big|_{z_1}^{z_2} \quad (5.85)$$

$$\bar{s}_{\alpha, \text{Streck}} = \frac{D_0 \cdot s_0 \cos \alpha}{(z_2 - z_1)} \cdot \left( \frac{-1}{\tan \alpha} \cdot (D_0 - \tan \alpha \cdot z) \right) \Big|_{z_1}^{z_2} \quad (5.86)$$

In Abbildung 5.28 b) ist die Auswertung der ermittelten Abweichung zwischen theoretischer Berechnung und experimentellen Ergebnissen aller durchgeführten Versuche dargestellt. Demnach wird im konischen Werkstückbereich mit beiden Modellen die Wandstärke unterschätzt. Im zylindrischen Bereich werden hingegen größere Wandstärken berechnet. Mithilfe des Schermodells sind im Durchschnitt geringere Abweichungen zum experimentellen Ergebnis zu verzeichnen. Im Durchschnitt ist eine Abweichung um 25 % zu erwarten. Als vergleichende Information sind in Abbildung 5.28 b) Ergebnisse mit den in der Literatur aufgeführten Gl. (2.7) und Gl. (2.8) dargestellt, mit denen die Wandstärke im zylindrischen Werkstückbereich berechnet werden kann. Dabei ist die ermittelte Vorhersagegüte vergleichbar mit den in dieser Arbeit entwickelten Modellen.

Eine weitere Verifikation der Modelle ist auf der Grundlage des größtmöglich erzielbaren Einziehverhältnisses  $\Theta_{max}$  durchführbar, Abbildung 5.29. Im vorangegangenen Kapitel 5.2.4 wurden hierzu Grenzwerte aufgezeigt. Die Untersuchungen beschränken sich infolge der guten Formgebungseigenschaften auf den Werkstoff 27 MnCrB 5. Abbildung 5.29 a) zeigt ein Werkstück mit größtmöglichem Einziehverhältnis  $\Theta_{max} = 2,8$ . Bezug nehmend auf Abbildung 5.26 a) entspricht die erzielte Wandstärke der berechneten Wandstärke des Schermodells. Dabei wird der gefundene Grenzwert des Streckmodells von  $s_{\alpha, max}/s_0 = 2$  durch die gemittelte Wandstärke von  $\bar{s}_\alpha = 3 \text{ mm}$  lokal überschritten.

Abschließend sind aus der experimentellen Verifikation folgende Informationen ableitbar:

- Beide Modelle eignen sich zur Berechnung der Wandstärke eines beliebig konturierten Werkstücks. Die quantitativen Unterschiede zwischen beiden Modellen sind hierbei gering. In konischen Werkstückbereichen wird die Wandstärke unterschätzt, in zylindrischen Bereichen überschätzt. Die Abweichungen betragen im Durchschnitt 25 %.
- Die Ergebnisqualität ist mit bislang verfügbaren Modellen vergleichbar. Diese sind jedoch rein empirisch und berücksichtigen nur zylindrische Konturen.
- Beim Schermodell - *Modell 1* - wird eine überproportionale Zunahme der Wandstärke bei hohen Einziehverhältnissen  $\Theta$  und erhöhten Einziehungswinkeln  $\alpha$  berechnet.

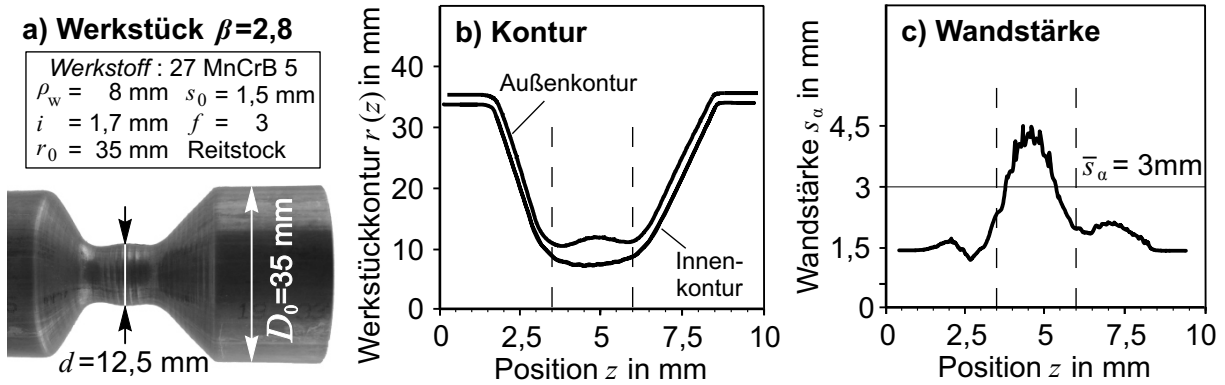


Abbildung 5.29: Werkstück mit größtmöglichem Einziehverhältnis  $\Theta_{max}$

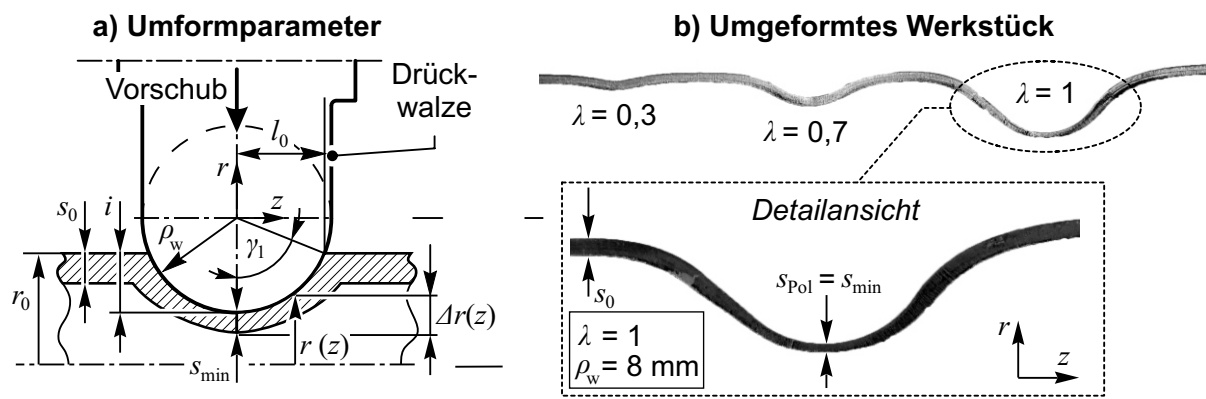


Abbildung 5.30: Werkstückdeformation während radialer Werkzeugzustellung

- Der berechnete Grenzwert des Streckmodells - *Modell 2* - wird im Experiment lokal überschritten. Allerdings ist die Gültigkeit des zweiten Modells an dieser Stelle nicht vollständig auszuschließen.

### 5.2.6 Formänderung bei ausschließlich radialer Zustellung

Eine Durchmesserreduktion des Werkstücks mithilfe einer ausschließlich radialen Werkzeugzustellung obliegt geänderten Randbedingungen und wird demnach in diesem Kapitel gesondert betrachtet. Der Umformvorgang ist in Abbildung 5.30 a) schematisch bzw. in Bildteil b) als experimentelles Ergebnis dargestellt. Durch die einachsige Werkzeugbewegung wird das Werkstückprofil in Form einer umlaufenden Rille ausgebildet. Wie aus Abbildung 5.30 b) erkennbar, wird bei fortschreitender Werkzeugzustellung  $\lambda$  das Werkstückprofil zunehmend als Kreisbogen ausgebildet. Die gebogene Kontur führt zu einer Längenzunahme innerhalb des umgeformten Werkstückbereichs und somit zu einer Reduktion der sich einstellenden Wandstärke. Dieser Effekt wirkt somit der Wandstärkenzunahme infolge der Durchmesserreduktion entgegen. Beim



abgebildeten Werkstückquerschnitt in Abbildung 5.30 b) wird die Wandstärke bei größeren Zustellungen  $\lambda$  reduziert und erreicht am Pol des Profils ihren kleinsten Betrag.

Zur analytischen Betrachtung des Vorgangs ist somit im Gegensatz zur vorangegangenen Modellierung eine Längenänderung der Oberfläche zwingend zu berücksichtigen. Dagegen wird die Formänderung weiterhin als rotationssymmetrisch betrachtet. Beuleffekte werden erneut vernachlässigt. Die Berechnung einer als gleichmäßig verteilt angenommenen axialen Formänderung  $\varphi_z$  erfolgt durch Vergleich der gewölbten Werkstückkontur mit der zylindrischen Ausgangsform. Dabei wird die Bogenlänge  $l$  der Umschlingung um den Winkel  $\gamma_1$  mit dem entsprechenden projizierten Abschnitt  $l_0$  verglichen, Gl. (5.87). Das Einsetzen der bekannten Gleichungen für den Winkel  $\gamma_1$  aus Kapitel 5.1.2 ermöglicht die Berechnung der Formänderung  $\varphi_z$  infolge der Arbeitszustellung  $\lambda$ , Gl. (5.89).

$$\varphi_z = \ln \left( \frac{l}{l_0} \right) \quad (5.87)$$

$$= \ln \left( \frac{\rho_w \cdot \gamma_1}{\rho_w \cdot \sin \gamma_1} \right) \quad (5.88)$$

$$= \ln \left( \frac{\arccos(1 - \lambda)}{\sin [\arccos(1 - \lambda)]} \right) \quad (5.89)$$

Bedingt durch die halbkreisförmige Werkzeugkontur mit dem Radius  $\rho_w$ , wird das Werkstück in Abhängigkeit von der axialen Koordinate  $z$  auf einen unterschiedlichen Durchmesser verjüngt. Die Angabe der Formänderung in Umfangsrichtung  $\varphi_\theta$  wird berechnet, indem der ehemalige Halbzeugradius  $r_0$  mit dem Radius des konturierten Werkstücks  $r(z)$  verglichen wird, Gl. (5.90). Der resultierende Werkstückradius  $r(z)$  wird anhand der Abbildung 5.30 a) durch Berücksichtigung der momentanen Zustellung  $i$  und des Abstands  $\Delta r$  bestimmt, Gl. (5.91). Ein Auflösen der Beziehung führt zu Gl. (5.92).

$$\varphi_\theta(z) = \ln \left( \frac{r(z)}{r_0} \right) \quad (5.90)$$

$$= \ln \left( \frac{r_0 - i + \Delta r(z)}{r_0} \right), \text{ wobei } \Delta r(z) = \rho_w - \sqrt{\rho_w^2 - z^2} \quad (5.91)$$

$$= \ln \left( \frac{r_0 + \rho_w \cdot (1 - \lambda) - \sqrt{\rho_w^2 - z^2}}{r_0} \right) \quad (5.92)$$

Eine Vereinfachung der Gleichung ist möglich, wenn eine auf den Arbeitsradius  $\rho_w$  bezogene Axialkoordinate  $\tilde{z}$  verwendet wird, Gl. (5.93). Neben der Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$  ist hierbei auch der Arbeitsradius in bezogener Form  $\psi = \rho_w/r$  zu berücksichtigen.

$$\varphi_\theta(\tilde{z}) = \ln \left( 1 - \psi \cdot \left[ \sqrt{1 - \tilde{z}^2} - 1 + \lambda \right] \right), \text{ wobei } \tilde{z} = \frac{z}{\rho_w} \quad (5.93)$$

Letztendlich kann unter der Voraussetzung der Volumenkonstanz die Formänderung der Wandstärke  $\varphi_r$  ermittelt werden, Gl. (5.94).

$$\varphi_r(\tilde{z}) = -(\varphi_z + \varphi_\theta(\tilde{z})) = \ln \left( \frac{s(\tilde{z})}{s_0} \right) \quad (5.94)$$

Die resultierende Wandstärke  $s(\tilde{z})$  ergibt sich anhand von Gl. (5.95).

$$\Rightarrow s(\tilde{z}) = e^{\varphi_r} \cdot s_0 \quad (5.95)$$

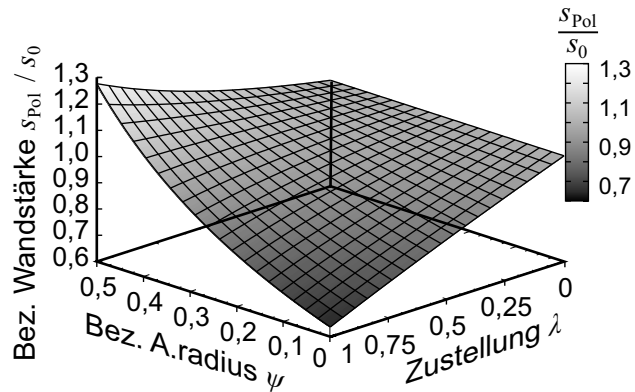
Durch die Auswertung der Gleichung an der Position  $\tilde{z} = 0$  ist eine Analyse der Wandstärkenänderung am Pol  $s_{Pol}/s_0$  mithilfe der Gl. (5.96) möglich.

$$\Rightarrow \boxed{\frac{s_{Pol}}{s_0} = \frac{s(\tilde{z} = 0)}{s_0} = \frac{\arccos(1 - \lambda)}{\sin [\arccos(1 - \lambda)]} \cdot (1 - \psi\lambda)} \quad (5.96)$$

Der Funktionsverlauf der Wandstärke am Pol  $s_{Pol}/s_0$  aus Gl. (5.96) ist in Abbildung 5.31 a) dargestellt. Hieraus wird der entgegengesetzte Einfluss beider Parameter deutlich. Während mithilfe der Zustellung  $\lambda$  die Wandstärkenreduktion berücksichtigt wird, beschreibt der bezogene Arbeitsradius die Zunahme der Wandstärke infolge der Durchmesserreduktion. Der Funktionsgraph verdeutlicht, dass auf dem Intervall  $0 < \lambda \leq 1$ , unter bestimmten Bedingungen ( $\psi \approx 0,45$ ) theoretisch eine gleichbleibende Wandstärke trotz radialer Werkzeugzustellung erzielt werden kann. Bei größeren Beträgen für  $\psi$  erfolgt anhand des Modells eine Zunahme der Wandstärke  $s$ .

Innerhalb einer experimentellen Untersuchung werden mithilfe der Arbeitsradien  $\rho_w = 2$  mm und 8 mm unterschiedliche radiale Zustellungen realisiert. Ein Beispiel für die resultierende Werkstückkontur wurde bereits in Abbildung 5.30 b) aufgezeigt. Die Verifikation des Modells ist in Abbildung 5.31 b) visualisiert. Die dargestellte Kurvenschar beschreibt Funktionsverläufe entlang konstanter Beträge für  $\psi$ . Die Gültigkeit des Modells ist innerhalb des Parameterbereiches  $0 < \lambda \leq 1$  und  $0 < \psi \leq 1$  gegeben. Da jedoch prozesstechnisch auch Zustellungen  $\lambda > 1$  prinzipiell möglich sind, sind zusätzlich extrapolierte Kurvenverläufe hinzugefügt worden. Die gemessene Wandstärke am Pol  $s_{Pol}$  ist in Abbildung 5.31 c) als Messpunkt angegeben. Aufgrund des verwendeten Parameterbereiches für den bezogenen Arbeitsradius  $\psi$  ist gemäß der Abbildung 5.31 a) von einer Reduktion der Wandstärke auszugehen. Ein Vergleich des Modells mit den experimentellen Ergebnissen liefert eine qualitative Übereinstimmung der Wandstärke am Pol. Demnach wird die beobachtete Wandstärkenabnahme bei größerer Zustellung  $\lambda$  durch das Modell wiedergegeben. Quantitativ sind jedoch Abweichungen zu erkennen. Als Ursache wird neben den vereinfachenden theoretischen Randbedingungen auf die fehlerbehaftete Messmethode infolge der eingeschränkten Zugänglichkeit hingewiesen. Zusammenfassend führt die durchgeführte Modellierung zu folgendem Ergebnis:

a) Wandstärkenänderung  
am Pol  $s_{Pol} / s_0$



b) Experimentelle  
Verifikation

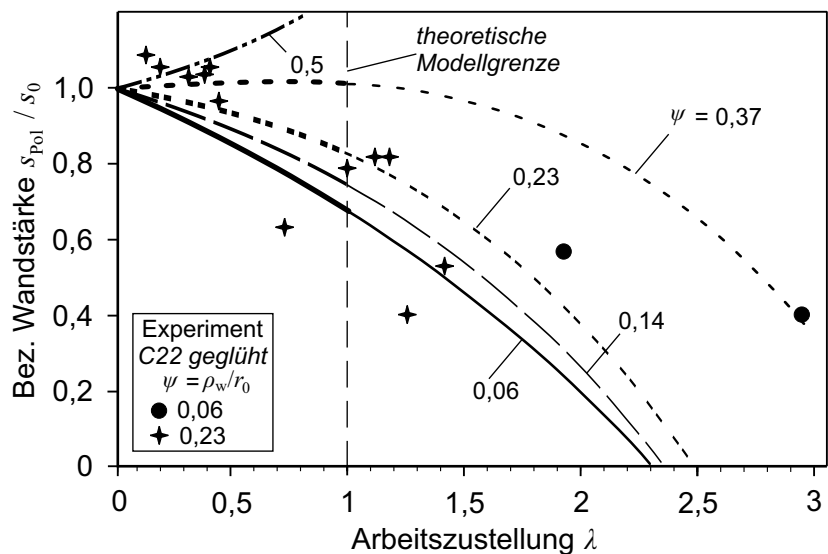


Abbildung 5.31: Werkstückwandstärke am Pol  $s_{Pol} / s_0$  nach radialer Werkzeugzustellung

- Bei einer ausschließlich radialen Werkzeugzustellung ist von einer Längenänderung des Werkstücks innerhalb der Umformzone infolge der abgerundeten Werkzeugkontur auszugehen.
- Die Verwendung kleiner bezogener Arbeitsradien  $\psi = \rho_w / r_0$  führt zu einer Reduktion der resultierenden Wandstärke am Pol  $s_{Pol}$ , die Verwendung von Arbeitsradien  $\psi \gtrsim 0,45$  zu einer Zunahme.
- Die Modellbildung wird im Experiment qualitativ bestätigt.

### 5.2.7 Fazit zur Formänderung

Zur Beschreibung der Formänderung bzw. zur Berechnung der resultierenden Wandstärke  $s$  beim inkrementellen Engen wurden insgesamt drei unterschiedliche theoretische Modelle vorgestellt. Bei der Modellbildung wird die Werkstückgeometrie als idealisiert, die Formänderung

selbst als rotationssymmetrisch betrachtet. Die durchgeführten Untersuchungen liefern zusammengefasst folgendes Ergebnis:

- Bei Verwendung eines Reitstocks ist trotz axialem Vorschub die Formänderung in axialer Richtung vernachlässigbar,  $\varphi_z = 0$ .
- Die tangentielle Formänderung  $\varphi_\theta$  ist auf der Werkstückaußenseite stets größer als auf der Werkstückinnenseite.
- Die Wandstärke  $s$  nimmt mit größerem Einziehverhältnis  $\Theta$  zu und bei größerem Einziehungswinkel  $\alpha$  ab.
- Modell 1 (*Scherung*) zeigt eine progressive Wandstärkenzunahme, Modell 2 (*Streckung und Kompression*) eine maximale Verdoppelung der Wandstärke.
- In der Anwendung zeigen beide Modelle nur geringfügige quantitative Unterschiede. Die Genauigkeit der Wandstärkenberechnung ist mit einer Abweichung von etwa 25 % mit verfügbaren empirischen Modellen vergleichbar, wobei hier lediglich zylindrische Konturen berechenbar sind. Konische Bereiche werden unterschätzt, zylindrische überschätzt.
- Bei radialer Drückwalzenzustellung erfolgt trotz Durchmesserreduktion bis zu einem Grenzwert von  $\psi \lesssim 0,45$  eine Reduktion der Wandstärke  $s$ . Die Wandstärke ist am tiefsten Punkt des umgeformten Bereiches  $s_{Pol}$  am geringsten.
- Die Modelle eignen sich zur Auslegung einer Werkstückkontur bzw. zur Auswahl der Halbzeugdimensionen  $D_0/s_0$ .

### 5.3 Spannungszustand

Die wirkende Belastung auf das Werkstück während der Umformoperation kann aus der Analyse des Spannungszustandes gewonnen werden. Für das untersuchte Umformverfahren ist ein prozessspezifischer Spannungszustand in der Literatur bislang nicht beschrieben. Im vorliegenden Kapitel wird der *Spannungszustand mithilfe einer FEA* analysiert.

Aufgrund bisheriger Untersuchungen anderer Drückverfahren ist bekannt, dass gemäß der lokalen Kontaktzone auch der Spannungszustand lokal begrenzt ist. Demzufolge ist zur realitätsnahen Analyse ein dreidimensionales Modell notwendig. Da dreidimensionale Volumenmodelle eine hohe Rechenzeit beanspruchen, wird zunächst auf Schalenelemente zurückgegriffen. Die Analyse der Spannung entlang der Wandstärke erfolgt mithilfe eines weiteren axialsymme-

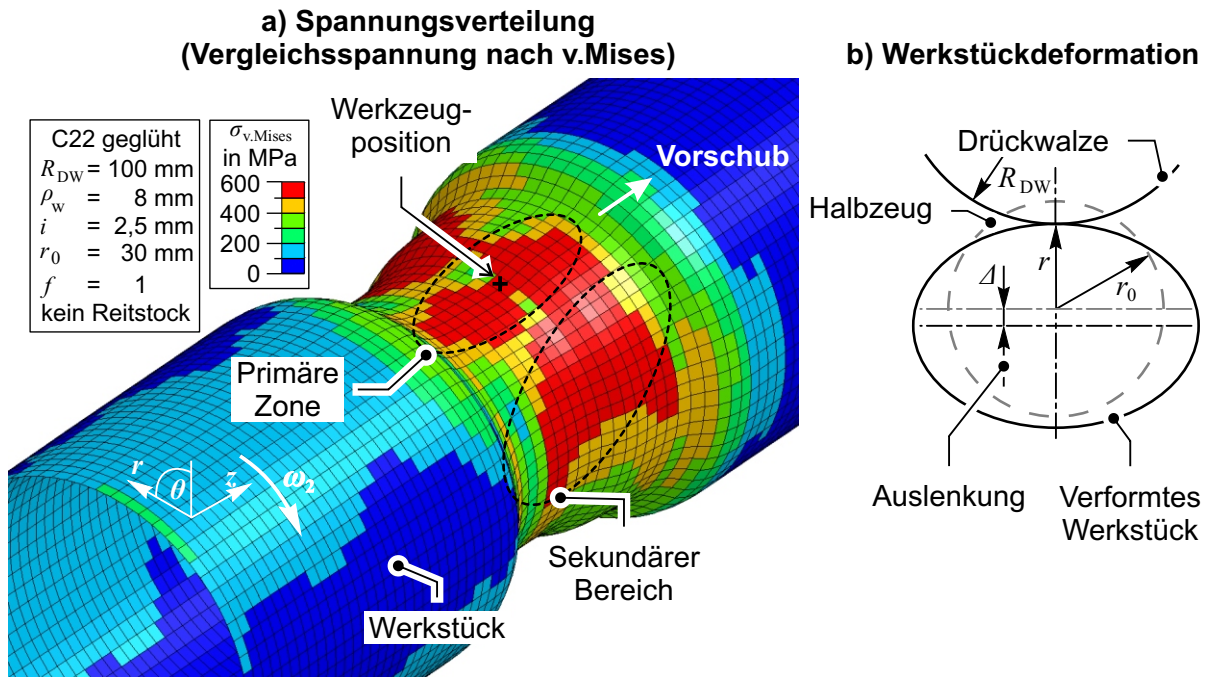


Abbildung 5.32: Vergleichsspannung nach v.Mises bei axialer Werkzeugbewegung

trischen Volumenmodells. Weitere Details zu den verwendeten Modellen sind in Kapitel 4.8 dokumentiert.

### 5.3.1 Analyse des Spannungszustandes

In Abbildung 5.32 a) ist das Ergebnis einer numerischen Analyse des Prozesses mithilfe des schalenbasierten Modells dargestellt. Das Ergebnis zeigt die Verteilung der *Vergleichsspannung nach v.Mises* bei einer axialen Werkzeugbewegung mit einer Zustellung von  $i = 2,5 \text{ mm}$  pro Umformstadium. Die momentane Position des Werkzeugs ist mithilfe eines Kreuzes gekennzeichnet. Begründet durch den lokalen Werkzeugeingriff, liegt eine ausgeprägt inhomogene Spannungsverteilung vor. Zur weiteren Analyse erfolgt daher eine Unterteilung des Spannungsmusters in unterschiedliche Zonen mit vergleichbaren Charakteristiken.

Ein Fließen des Werkstoffs findet in unmittelbarer Nähe zum Werkzeugkontakt statt. Dieser Bereich wird als *primäre Zone* definiert, Abbildung 5.32 a). Eine weitere, lokal begrenzte Spannungserhöhung mit charakteristischer Form ist entlang dem oberen Werkstückumfang vorzufinden. Dieser Bereich wird als *sekundäre Zone* beschrieben. Die übrigen Werkstückbereiche unterliegen zum Beobachtungszeitpunkt lediglich einer elastischen Deformation. Neben der beabsichtigten Deformation wird jedoch darauf hingewiesen, dass zusätzlich zur gewünschten Umformung auch unerwünschte Verformungen des Werkstücks zu erwarten sind, Abbildung

5.32 b). Aufgrund der endlichen Biegesteifigkeit des Werkstücks erfolgt durch die einseitige Last eine Auslenkung aus der Rotationsachse um den Betrag  $\Delta$ . Zusätzlich führt diese lokale Belastung zu einer Abflachung des Kreisprofils in eine elliptische Form. Bei unsachgemäßer Prozessführung sind die beschriebenen Verformungen plastisch.

In Abbildung 5.33 werden die berechneten *Spannungen in axialer und in Umfangsrichtung*,  $\sigma_z$  und  $\sigma_\theta$ , differenziert betrachtet. Aufgrund der deutlichen Unterschiede erfolgt eine weitere Unterteilung zwischen der inneren und äußeren Werkstückoberfläche. Das schalenbasierte Simulationsmodell gibt keinerlei Auskunft über radiale Spannungskomponenten. Der Darstellung ist zu entnehmen, dass sowohl beim Spannungsniveau als auch beim Vorzeichen lokal deutliche Unterschiede herrschen. Innerhalb der *primären Zone* ist vor der Drückwalze eine beidseitige Druckbeanspruchung auf der äußeren Oberfläche erkennbar. Auf der Werkstückinnenseite hingegen, Abbildung 5.33 c) und d), ist ein entgegengesetztes Vorzeichen festzustellen. Hinter der Wirkfuge liegt eine beidseitige Zugspannung vor, wobei insbesondere in Umfangsrichtung  $\theta$  ein hohes Niveau erreicht wird. Auf der Werkstückinnenseite ist ein beidseitiger Druckspannungszustand vorzufinden, jedoch mit vergleichsweise geringen Beträgen. Der *sekundären Zone* ist eine beidseitige Zugbeanspruchung auf der äußeren Oberfläche zuzuordnen. Die innere Oberfläche zeigt erneut eine gegensinnige Belastungsrichtung. Das Spannungsniveau ist in beiden Fällen vergleichsweise hoch. Im direkten Vergleich zur primären Zone liegt ein entgegengesetzter Spannungszustand in Umfangsrichtung vor.

Eine Analyse der *Scherspannung*  $\tau_{z\theta}$  ist in Abbildung 5.34 a) dargestellt. Hier zeigt sich eine deutliche Schubverzerrung des Werkstücks innerhalb der primären Zone. Verglichen mit dem Umlaufsinn der Werkstückrotation  $\omega_2$  und der Vorschubrichtung, ergibt sich eine Druckbeanspruchung vor der Drückwalze, welche das resultierende Spannungsmuster zur Folge hat. Auf der inneren Oberfläche liegt wiederholt eine entgegengesetzte Beanspruchung vor.

Eine Änderung der *Spannungsverteilung in Abhängigkeit vom Prozessfortschritt* kann der Simulation nicht entnommen werden. Außerdem wird bei der verwendeten Rotationsgeschwindigkeit von  $n = 500$  U/min keinerlei dynamischer Effekt beobachtet. Eine signifikante Änderung der Spannungsverteilung erfolgt jedoch, wenn eine zur Rotationsachse gerichtete Werkzeugbewegung verwendet wird, Abbildung 5.34 b) und c). Diese erweist sich insbesondere dann als ausgeprägt, wenn bereits eine Vorkonturierung des Werkstücks aus vorangegangenen Umformstadien vorliegt. Auf die phasenweise Unterteilung eines solchen Vorgangs wurde bereits bei der Analyse der Kontaktsituation in Kapitel 5.1.5 eingegangen. Anhand Abbildung 5.34 b) und c) kann hierbei eine maßgebliche Beeinflussung der sekundären Zone entnommen werden, wonach ein zur Vorschubbewegung nahezu parallel gerichtetes Gebiet lokaler Spannungserhöhung

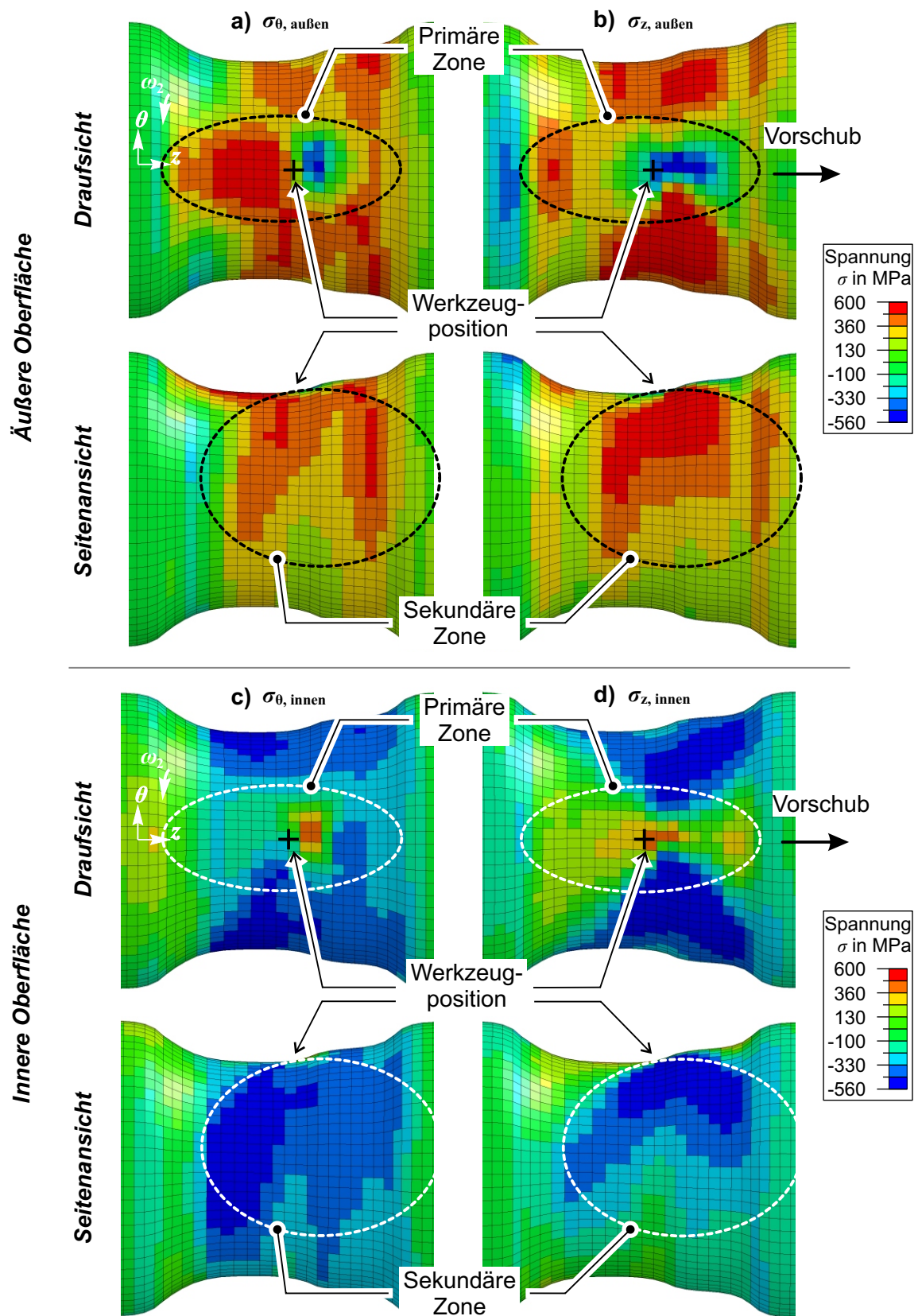


Abbildung 5.33: Verteilung der Spannungen beim inkrementellen Engen

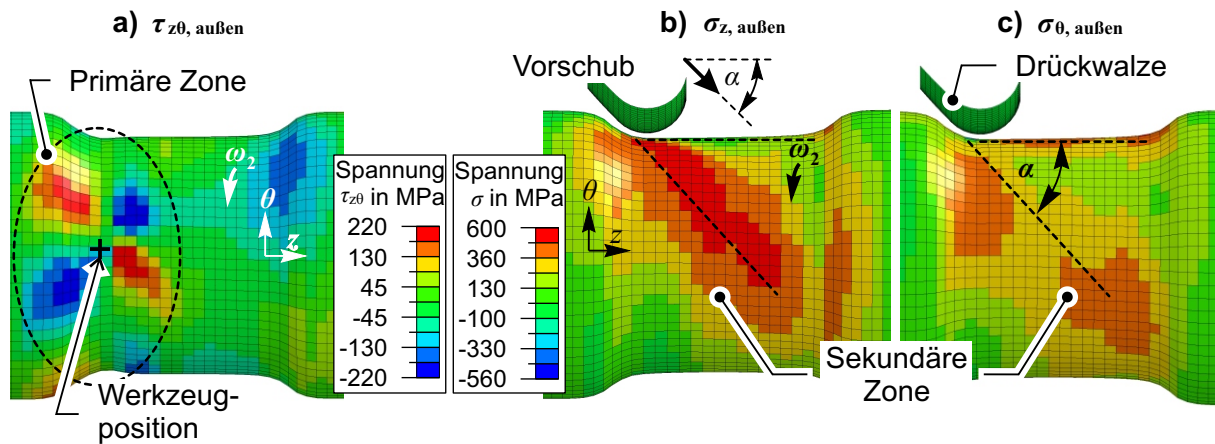


Abbildung 5.34: Besonderheiten der Spannungsverteilung

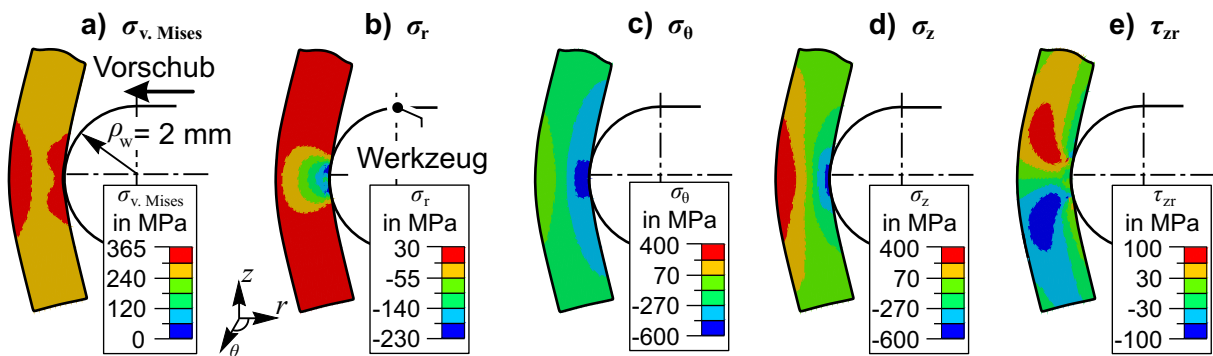


Abbildung 5.35: Spannung über der Wandstärke

erzeugt wird. Somit wird die Grundform der sekundären Zone durch diese Vorschubbewegung beeinflusst. Ein Einfluss auf die entgegengesetzten Vorzeichen auf beiden Oberflächen wird jedoch nicht beobachtet.

Eine qualitative Abschätzung der Werkstückbeanspruchung entlang der *Bauteilwandstärke* erfolgt mithilfe eines volumenbasierten Berechnungsmodells, vergleiche Kapitel 4.8. Das Ergebnis basiert auf einer radialen Werkzeugzustellung von  $i = 2 \text{ mm}$  mit einem Arbeitsradius von  $\rho_w = 2 \text{ mm}$ . Die Verteilung der Vergleichsspannung nach v.Mises ist Abbildung 5.35 a) zu entnehmen. Das Ergebnis zeigt eine inhomogene Plastifizierung der Wandstärke. Wie bei einer konventionellen Biegung weist dabei die mittlere Faser das geringste Spannungsniveau auf. Spannungsmaxima finden sich in direkter Nähe zur Werkstückoberfläche. Die Abbildungen 5.35 b) - d) geben differenzierten Aufschluss über die einzelnen Spannungskomponenten. Der aufgebrachte Werkzeugdruck führt zu einer radialen Spannung  $\sigma_r$  mit einem Maximum nahe der Wirkfuge. Im Gegensatz zu konventionellen Blechen, bei denen i.d.R. keine Druckbeanspruchung entlang der Wandstärke vorliegt, wird dieser Zustand bei zylindrischen Körpern durch



den geschlossenen Querschnitt generiert. Das berechnete Niveau der Radialspannung  $\sigma_r$  ist jedoch verglichen mit den weiteren Komponenten gering. In Umfangsrichtung  $\sigma_\theta$  ist vornehmlich eine Druckbeanspruchung des Werkstücks nahe der Wirkfuge festzustellen. In axialer Richtung  $\sigma_z$  findet ein Vorzeichenwechsel entlang der Wandstärke statt. Abbildung 5.35 e) zeigt die Ausbildung zweier entgegengerichteter Scherkomponenten  $\tau_{zr}$ . Die beiden Maxima liegen im Bereich der mittleren Werkstückfaser.

Eine *Interpretation* der beobachteten Spannungsverteilung ist durch den Vergleich mit bereits dokumentierten Spannungsmustern bei anderen Drückverfahren möglich. Somit zeigt ein Vergleich mit dem konventionellen Drückwalzen in Abbildung 2.6 b) die prinzipielle Vergleichbarkeit der Belastungszustände beider Verfahren. Als maßgeblicher Unterschied sind jedoch beim inkrementellen Engen Radialspannungen  $\sigma_r$  in erster Näherung vernachlässigbar, während sie beim Drückwalzen dominieren. Verglichen mit dem Spannungszustand beim Formdrücken in Abbildung 2.6 a) wird eine größere Ausdehnung der plastifizierten Zone beim Engen beobachtet. Diese wird auf die Verformung des Werkstücks gemäß der schematischen Skizze in Abbildung 5.32 b) zurückgeführt, wonach eine Abflachung des kreisförmigen Werkstückquerschnitts zu einer Ellipse stattfindet und somit als Ursache zur Entstehung der sekundären Zone angesehen wird. Die Krümmungsänderung bzw. Biegung des Kreisquerschnitts infolge der Durchmesserreduktion beim Engen bewirkt die festgestellte Vorzeichenumkehr der Umfangsspannung zwischen der inneren und äußeren Oberfläche. Des Weiteren führt das Anlegen des Werkstückbereiches an die Werkzeugkontur zu einer lokalen Beulung des Werkstücks, welche eine Vorzeichenänderung der Umfangsspannung zwischen der primären und der sekundären Zone verursacht. Die Kombination einer Druckspannung vor der Drückwalze und einer Zugspannung hinter der Drückwalze können auf die in [44] postulierte Modellvorstellung eines sogenannten Streckungswiderstandes zurückgeführt werden. Hierbei wirkt der nicht plastifizierte Bereich dem Werkstofffluss des plastifizierten Werkstoffs entgegen. Diesem Ansatz kann sowohl die Entstehung des charakteristischen Musters der sekundären Zone als auch der Scherspannungen auf der Werkstückoberfläche  $\tau_{z\theta}$  zugeordnet werden. Neben den aufgeführten Biegeeffekten ist eine weitere Beeinflussung der Vorzeichenumkehr zwischen der inneren und der äußeren Oberfläche infolge der inhomogenen Plastifizierung möglich.

### 5.3.2 Modellbildung

Als zusammenfassendes Ergebnis liefert Abbildung 5.36 eine schematische Zusammenstellung der ermittelten Spannungsverteilung. Die primäre Umformzone in unmittelbarer Nähe zum Werkzeugkontakt ist aufgrund der zum Teil unterschiedlichen Belastungszustände weiter in

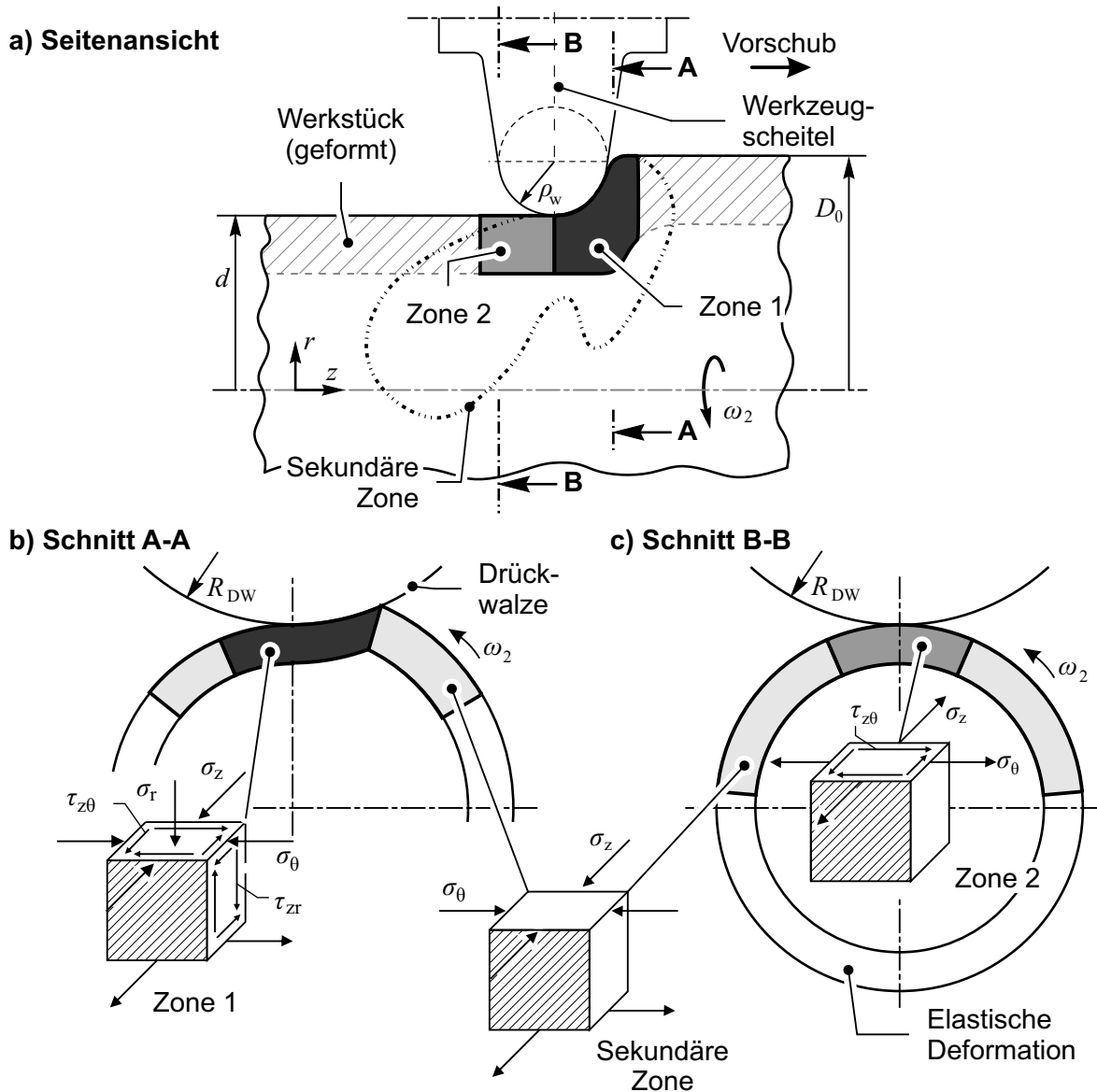


Abbildung 5.36: Schematische Darstellung der Spannungsverteilung

die Zonen 1 und 2 unterteilt. Entlang zweier Schnittdarstellungen in den Abbildungen 5.36 b) und c) wird der Spannungszustand innerhalb der primären und sekundären Zone aufgezeigt. Demnach findet in der primären Zone vor der Drückwalze - *Zone 1* - eine mehrachsige Beanspruchung statt, Abbildung 5.36 b). Eine Vereinfachung ist gegebenenfalls durch Vernachlässigung der vom Spannungsniveau reduzierten Radialspannung  $\sigma_r$  und der Scherspannungen  $\tau_{zr}$  und  $\tau_{z\varphi}$  möglich. Im Bereich der primären Zone hinter der Drückwalze - *Zone 2* - wird vereinfachend nur die Belastung auf der äußeren Werkstückoberfläche in Betracht gezogen, Abbildung 5.36 c). Im Bereich der sekundären Zone werden ausschließlich Normalspannungen berücksichtigt. Die charakteristische Form der sekundären Zone ist in der Seitenansicht in

Abbildung 5.36 a) angedeutet. Ausgehend von dieser spezifischen Spannungsverteilung sind Variationen der sekundären Zone, beeinflusst durch die Vorkontur und die Vorschubrichtung der Werkzeugbahn, in bestimmten Fällen möglich. Dieser Zustand ist als unabhängig vom Prozessfortschritt wie auch von einer praxisrelevanten Spindeldrehzahl beobachtet worden.

### 5.3.3 Fazit zum Spannungszustand

Die numerischen Untersuchungen des Spannungszustandes beim inkrementellen Engen zeigen eine vergleichbare Komplexität, wie sie bereits von weiteren Drückverfahren bekannt ist. Aufgrund der Notwendigkeit einer dreidimensionalen Beschreibung ist eine analytische Modellierung nicht praxisgerecht durchführbar. Allerdings können der durchgeführten Spannungsanalyse folgende empirische Informationen entnommen werden:

- Die Plastifizierung des Werkstücks findet sowohl in unmittelbarer Nähe zur Wirkfuge (*primäre Zone*) als auch im oberen benachbarten Werkstückbereich (*sekundäre Zone*) statt. Die sekundäre Zone weist demnach eine charakteristische Form auf.
- Der Spannungszustand unterhalb der Drückwalze ist dreiachsig, wobei die Radialspannung  $\sigma_r$  den geringsten Betrag aufweist. Vor der Drückwalze werden Druckspannungen beobachtet. Hinter der Drückwalze liegt ein ebener zweiachsiger Zugspannungszustand vor.
- Zwischen der äußeren und inneren Werkstückoberfläche liegt stets eine Vorzeichenänderung der Spannung vor.
- Die Spannungsverteilung kann mithilfe des Fließwiderstandes bzw. Streckungswiderstandes nach [44] und einer Biegung gedeutet werden.

## 5.4 Umformkräfte

Die Kenntnis über zu erwartende Umformkräfte ist i.d.R. zur zeiteffizienten Prozessauslegung notwendig, indem Maschinen- und Werkstoffgrenzen größtmöglich ausgeschöpft werden. Nach der Darstellung eines *Kraft-Weg-Verlaufs* erfolgt in diesem Kapitel zunächst die Untersuchung *signifikanter Einflussfaktoren*. Anschließend werden *analytische Methoden* zur Vorhersage der Kraft vorgestellt.

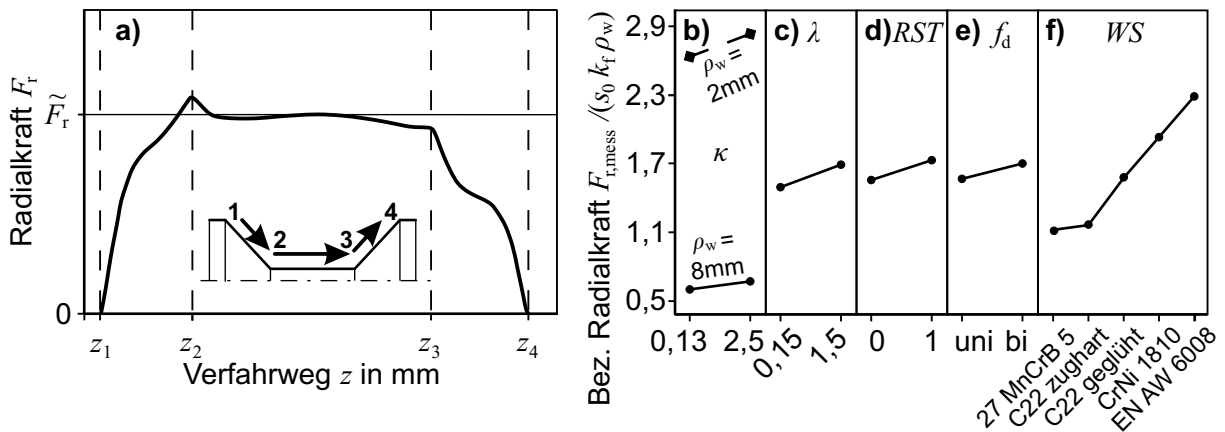


Abbildung 5.37: Kraft-Weg-Verlauf und signifikante Prozessparameter der Radialkraft  $F_r$

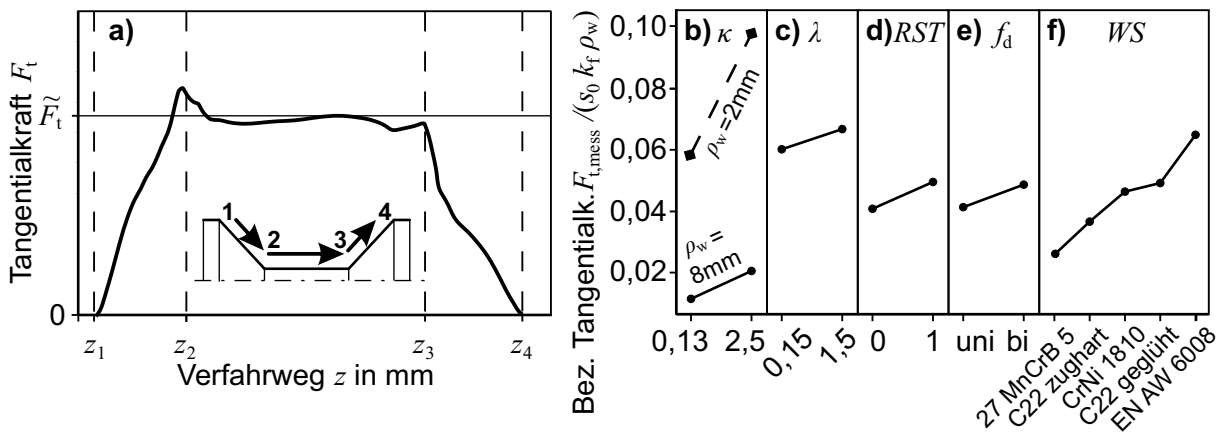


Abbildung 5.38: Kraft-Weg-Verlauf und signifikante Prozessparameter der Tangentialkraft  $F_t$

### 5.4.1 Kraft-Weg-Verlauf

Die Abbildungen 5.37 a), 5.38 a) und 5.39 a) veranschaulichen den Kraftverlauf bei der Fertigung der analysierten Werkstückgeometrie mithilfe der zweiten Werkzeugbahn -WzB 2 - in einem fortgeschrittenen Umformstadium. Die in den Diagrammen mit  $\tilde{F}$  gekennzeichneten Kräfte dienen zur Visualisierung der verwendeten Beträge innerhalb der folgenden statistischen und analytischen Betrachtungen.

Aufgrund der kinematischen Gestalterzeugung ist die Angabe eines verfahrenstypischen Kraftverlaufes beim inkrementellen Engen nicht direkt möglich, da dieser stets an die zu erzeugende Geometrie gebunden ist. Dennoch ist die Beschreibung charakteristischer Merkmale möglich. Zum einen können die Beträge der einzelnen Kraftkomponenten beim inkrementellen Engen der Reihenfolge  $F_r > F_z > F_t$  zugeordnet werden. Zum anderen weisen die gemessenen Kraftkomponenten in radialer und tangentialer Richtung,  $F_r$  und  $F_t$ , einen prinzipiell vergleichbaren

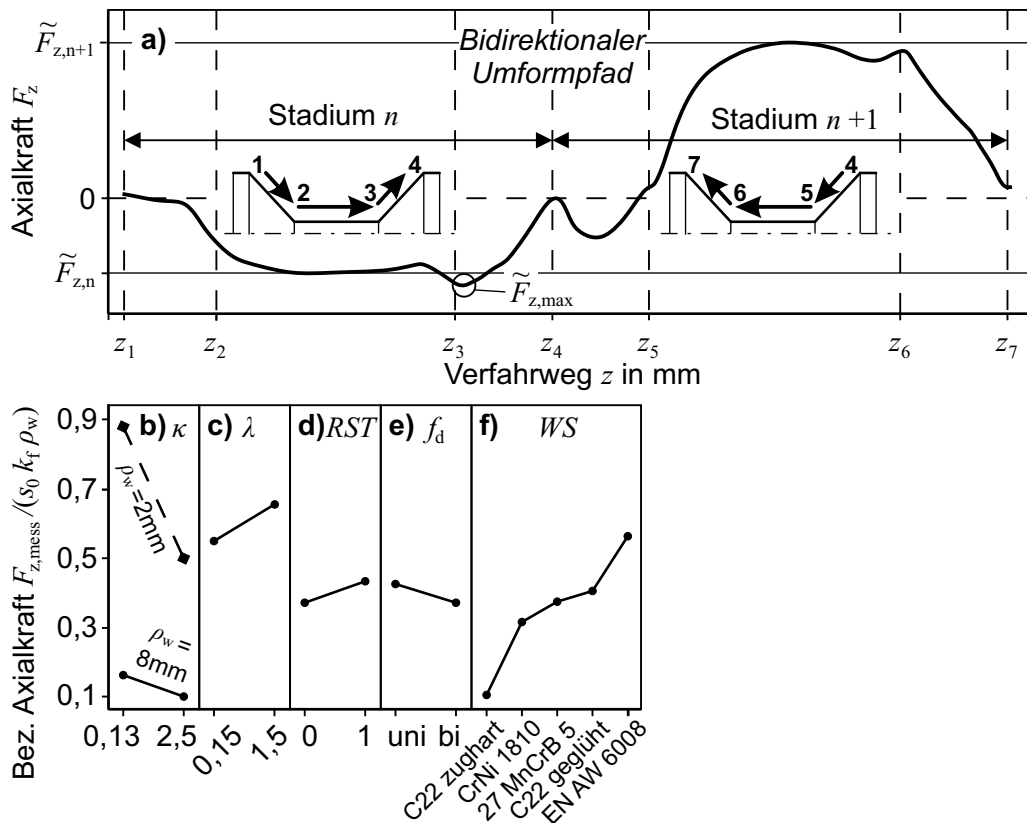


Abbildung 5.39: Kraft-Weg-Verlauf und signifikante Prozessparameter der Axialkraft  $F_z$

Kraft-Weg-Verlauf auf. Demnach erfolgt zunächst ein nahezu linearer Anstieg der Kraft bei Ausformung des konischen Werkstückbereiches. Beim Kontakt des Werkzeugs mit dem zylindrischen Werkstückbereich wird der Verlauf durch die sich ändernde Kontaktzone beeinflusst. Dabei nimmt die Radialkraft  $F_r$  zwar weiter zu, jedoch mit geringerer Steigung als bei der ausschließlichen Formgebung des konischen Bereiches. Bei der Tangentialkraft  $F_t$  ist ein umgekehrtes Verhalten zu beobachten. Der Wechsel der Vorschubrichtung an Position  $z_2$  äußert sich in einem kurzzeitigen Anstieg beider Kraftkomponenten. Die Formgebung entlang dem zweiten konischen Werkstückbereich führt zu einer allmählichen Abnahme der Kraft.

Beim Verlauf der axialen Werkzeugkraft  $F_z$  in Abbildung 5.39 a) resultiert die bidirektionale Werkzeugbewegung in einem Vorzeichenwechsel der Kraft beim Vergleich zweier aufeinanderfolgender Stadien. Bei einer unidirektionalen Verfahrbewegung, auf deren Darstellung hier verzichtet wird, ist die Belastung folglich stets einseitig. Allerdings ist unabhängig von der gewählten Vorschubrichtung stets ein Vorzeichenwechsel bei der Axialkraft zwischen den Zuständen  $z_4$  und  $z_5$  erkennbar. Dieser ist mit der in Kapitel 5.1.5 beschriebenen Verschiebung der Kontaktzone zu begründen. Bei der zur Werkstückdrehachse gerichteten Werkzeugbewegung wird der Kontaktbereich des Werkstücks am Arbeitsradius über den Werkzeugscheitel

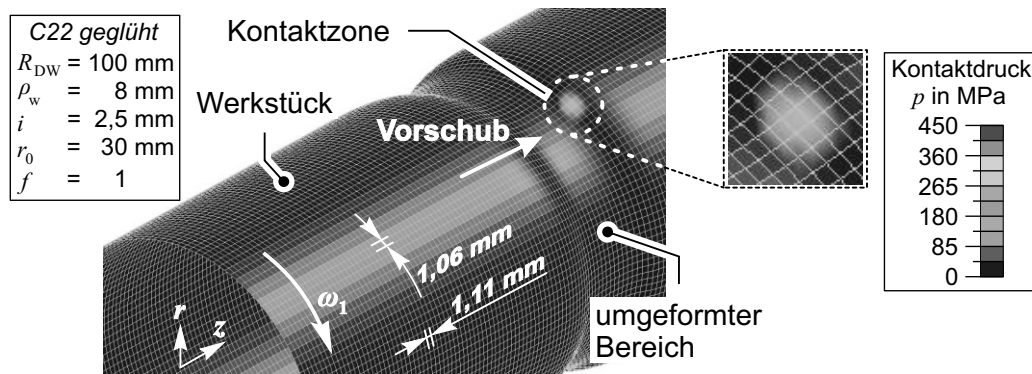
hinwegbewegt und bewirkt den dargestellten Wechsel der axialen Belastung. Dieser Effekt ist vergleichbar zur aufgezeigten Variation des Spannungszustandes innerhalb der sekundären Zone im vorangegangenen Kapitel.

### 5.4.2 Signifikante Parameter

Eine statistische Auswertung der experimentell ermittelten Umformkräfte ist ebenfalls den Abbildungen 5.37 - 5.39 zu entnehmen, wobei eine dimensionslose Darstellung  $F/(s_0 k_f \rho_w)$  gewählt wurde. Anhand der Darstellung wird deutlich, dass der Arbeitsradius  $\rho_w$  die resultierenden Umformkräfte in hohem Maße beeinflusst. Ebenso zeigen die Parameter Vorschub  $\kappa$ , Zustellung  $\lambda$ , Reitstock  $RST$  und die Vorschubrichtung  $f_d$  einen Einfluss auf den Betrag  $\tilde{F}$  der Umformkräfte. Besonders deutlich ist zudem der Einfluss des verwendeten Werkstoffs. Insbesondere sind die hohen bezogenen Kräfte bei Werkstoffen mit vergleichsweise geringen Fließspannungen  $k_f$  zu beobachten.

Bezug nehmend auf die recherchierten Aussagen in Kapitel 2.2.3, ist die letztgenannte Beobachtung insofern zutreffend, als dass diese Werkstoffe eine Wulstbildung vor der Drückwalze zulassen. Zwar wird eine vergleichbar ausgeprägte Wulstbildung wie beim Drückwalzen beim inkrementellen Engen nicht beobachtet, jedoch findet entsprechend der Abbildung 5.32 b) eine lokale Deformation statt, die höhere Kräfte verursacht. Die Erhöhung aller Kräfte bei Verwendung des Reitstocks kann mithilfe der unterbundenen Längenzunahme des Werkstücks gedeutet werden, wonach der Fließwiderstand und somit das Kraftniveau erhöht wird. Die beobachtete Zunahme ist jedoch moderat. Der Einfluss der Vorschubrichtung  $f_d$  ist nicht ohne Weiteres interpretierbar. Auf die weiteren Effekte wird im Zuge einer analytischen Betrachtung in den folgenden Kapiteln eingegangen. Bereits an dieser Stelle können jedoch die für eine Prozessauslegung unterstützenden Informationen wie folgt zusammengefasst werden:

- Die Umformkräfte können der Reihenfolge  $F_r > F_z > F_t$  zugeordnet werden.
- Ein Wechsel der Vorschubrichtung innerhalb der Werkzeugbahn führt zu kurzzeitigen Kraftmaxima oder gar zu einer Umkehr der Belastungsrichtung im Fall der Axialkraft  $F_z$ .
- Werkstoffe mit geringer Fließspannung  $k_f$  und geringe Arbeitsradien  $\rho_w$  führen zu vergleichsweise hohen bezogenen Umformkräften.
- Der Reitstock  $RST$  erhöht die Umformkräfte nur moderat.

Abbildung 5.40: Finite-Elemente-Analyse des Kontaktdrucks  $p$ 

### 5.4.3 Analytische Vorbetrachtung

Analytische Methoden zur Berechnung der Umformkräfte liefern in der Regel nur die Möglichkeit zur Bestimmung einer einzelnen Kraftkomponente. Eine Vorgehensweise zur Ableitung weiterer Kraftkomponenten mithilfe der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück ist in identischer Weise in den Arbeiten [40] und [45] dokumentiert. Die Methoden unterliegen der Annahme eines homogenen Kontaktdrucks  $p$  in der Wirkfuge und demnach dem Angriff der resultierenden Umformkraft  $F_{res}$  im Flächenschwerpunkt. Diese wirkt in Normalenrichtung. Eine Berechnung des Kontaktdruckes  $p$  in der Wirkfuge mithilfe einer FEA zeigt eine vergleichsweise homogene Verteilung, Abbildung 5.40. Folglich wird diese Annahme zunächst als gerechtfertigt angesehen.

Das bereits dokumentierte methodische Prinzip ist auf die vorliegende Aufgabenstellung direkt anwendbar. In diesem Kapitel erfolgt daher zunächst eine Erweiterung der Methode um die Beeinflussung des Flächenschwerpunktes aus Kapitel 5.1.5. Im Anschluss findet eine Gegenüberstellung mit experimentellen Untersuchungen statt.

Zum Verständnis wird die verwendete Vorgehensweise zusammenfassend vorgestellt. Die Gültigkeit des Modells ist auf den Parameterbereich  $0 < \lambda \leq 1$  und  $0 < \kappa \leq 2$  beschränkt. In Abbildung 5.41 a) ist die Aufteilung der resultierenden Umformkraft  $F_{res}$  auf die *radiale und tangentialen Kraftkomponente*  $F_r$  und  $F_t$  dargestellt. Anhand des Kräfte Dreiecks ist das Verhältnis beider Komponenten mit Gl. (5.97) durch Verwendung der beiden eingeschlossenen

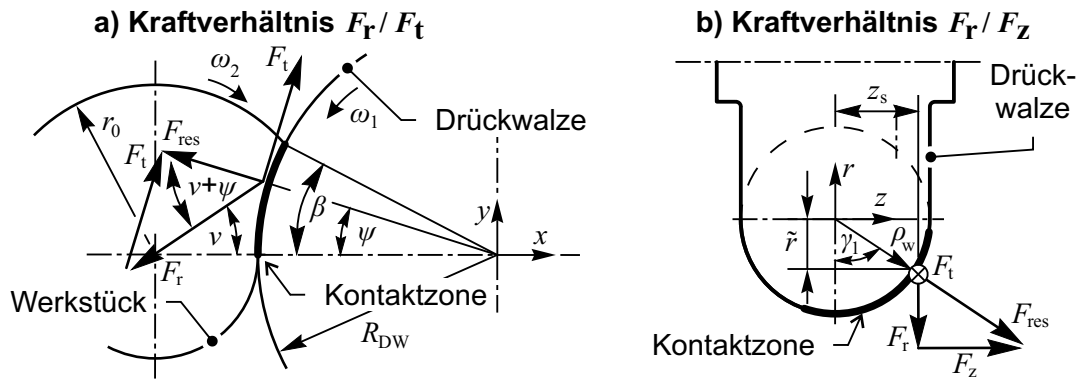


Abbildung 5.41: Berechnung der Kraftverhältnisse  $F_r/F_t$  und  $F_r/F_z$

Winkel  $\nu$  und  $\psi$  berechenbar. Zur Berechnung des Flächenschwerpunktes  $y_s$  sind Gl. (5.38) und Gl. (5.43) zu verwenden.

$$\frac{F_r}{F_t} = \frac{1}{\tan(\psi + \nu)} \quad (5.97)$$

$$= \frac{1}{y_s \cdot \left( \frac{1}{R_{DW}} + \frac{1}{r} \right)} \quad (5.98)$$

Eine Erweiterung um dimensionslose Prozessgrößen zu Gl. (5.99) kann durch Einsetzen der Beziehungen aus Tabelle 5.1 durchgeführt werden. Dimensionslose Beziehungen für den Winkel  $\beta_0$  sind Gl. (5.25) - Gl. (5.27) zu entnehmen.

$$\boxed{\frac{F_r}{F_t} = \frac{3}{4\pi\beta_0} \frac{\chi}{\chi + \psi} = \frac{3}{4\pi\beta_0} \frac{\Gamma}{\Gamma + 1}} \quad (5.99)$$

Abbildung 5.41 b) zeigt eine entsprechende Aufteilung der Gesamtkraft  $F_{res}$  auf die *axiale und radiale Komponente*  $F_z$  und  $F_r$ . Durch Anwendung des Strahlensatzes in Gl. (5.100) wird das Verhältnis beider Kräfte  $F_r/F_z$  bestimmt.

$$\frac{F_r}{F_z} = \frac{z_{res}}{\tilde{r}} \quad (5.100)$$

$$= \frac{\sqrt{\rho_w^2 - z_{res}^2}}{z_{res}} \quad (5.101)$$

Durch Einsetzen der Beziehungen zur Bestimmung des Flächenschwerpunktes  $z_{s,res}$  aus Gl. (5.37), Gl. (5.42) und Gl. (5.44) wird das Verhältnis zu Gl. (5.102) weiter vervollständigt.

$$\boxed{\frac{F_r}{F_z} = \frac{3\pi}{4} \frac{\sqrt{1 - \frac{4}{3\pi^2} \cdot \gamma_1^2 \cdot \left(1 - \frac{\arcsin \frac{\kappa}{2}}{\gamma_1}\right)^2}}{\gamma_1 - \arcsin \left(\frac{\kappa}{2}\right)}} \quad (5.102)$$



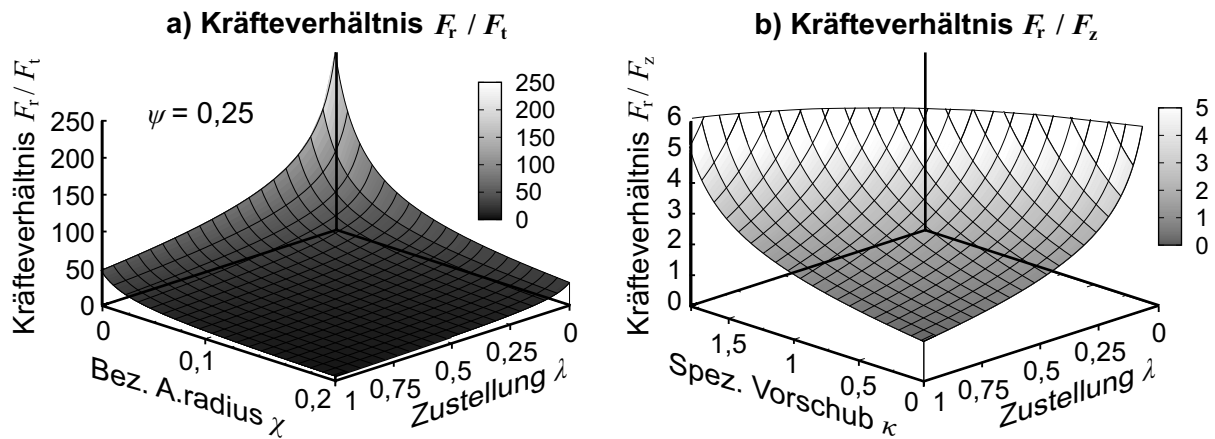


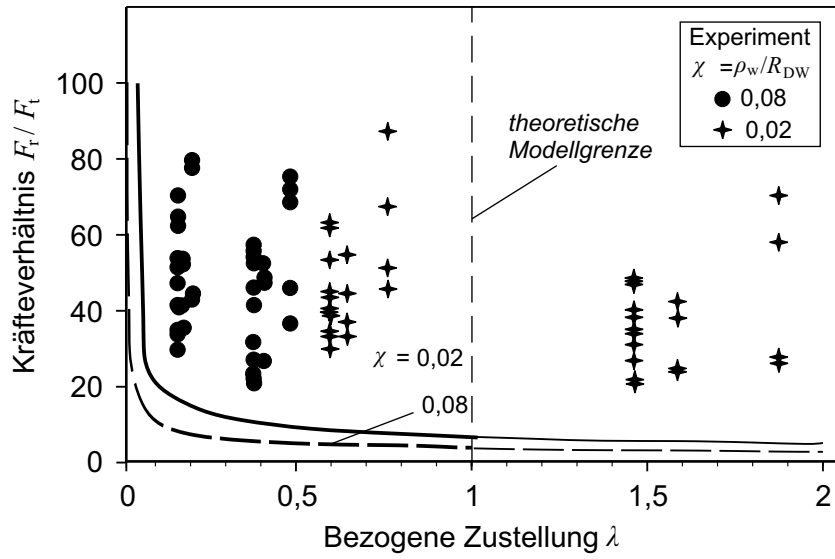
Abbildung 5.42: Funktionsauswertung der Kraftverhältnisse  $F_r/F_t$  und  $F_r/F_z$

Eine dimensionslose Bestimmung des Umschlingungswinkels  $\gamma_1$  ist mithilfe Gl. (5.23) und Gl. (5.24) möglich.

In Abbildung 5.42 a) ist die Auswertung von Gl. (5.99) visualisiert. Demnach variiert das *Kräfteverhältnis*  $F_r/F_t$  in einem großen Parameterbereich des Werkzeugfaktors  $\chi$  und der bezogenen Zustellung  $\lambda$  in einem Bereich  $4 \leq F_r/F_t \leq 8$ . Bei sehr kleinen Zustellungen  $\lambda$  und kleinem bezogenen Arbeitsradius  $\chi$  erfolgt anhand Gl. (5.97) eine überproportionale Zunahme des Kräfteverhältnisses  $F_r/F_t$ . Eine Gegenüberstellung der theoretischen Beziehungen mit experimentellen Ergebnissen liefert jedoch eine deutliche Unterschätzung der reellen Verhältnisse, Abbildung 5.43 a). Zwar nehmen die im Experiment ermittelten Werte geringfügig mit größer werdender Zustellung  $\lambda$  ab, doch verbleibt das Kraftverhältnis  $F_r/F_t$  stets auf hohem Niveau von  $F_r/F_t \approx 40$ . Ein Einfluss des Parameters  $\chi$  ist den Daten nicht zu entnehmen. Die Anwendbarkeit der in der Literatur verwendeten Kraftaufteilung  $F_r/F_t$  auf das inkrementelle Engen ist demnach nicht gerechtfertigt.

Eine Auswertung der Gl. (5.101) ist der Abbildung 5.42 b) zu entnehmen. Hierbei ist eine überproportionale Zunahme des *Kräfteverhältnisses*  $F_r/F_z$  bei kleinen Zustellungen  $\lambda$  und großen Vorschüben  $\kappa$  zu beobachten. Dieser Effekt resultiert aus der Verschiebung des Schwerpunktes  $z_{s,res}$  innerhalb der betrachteten Kontaktzone, Abbildung 5.44. Bei großen Zustellungen  $\lambda$  verschiebt sich der Schwerpunkt durch Vergrößerung des Winkels  $\gamma_1$  in positiver  $z$ -Richtung entlang der Werkzeugkontur. Größere Axialkräfte sind die Folge dieser Verschiebung. Bei steigendem spezifischem Vorschub  $\kappa$  hingegen findet eine Zunahme der Kontaktzone hinter dem Werkzeugscheitel statt. Der Schwerpunkt  $z_{s,res}$  verschiebt sich hierdurch in negativer  $z$ -Richtung. Beim Grenzwert  $\kappa_{max} = 2$  liegt der Schwerpunkt auf dem Werkzeugscheitel, sodass theoretisch keine Axialkraft  $F_z$  mehr vorliegt. Die beschriebenen Effekte der Parameter

a) Kräfteverhältnis  $F_r / F_t$



b) Kräfteverhältnis  $F_r / F_z$

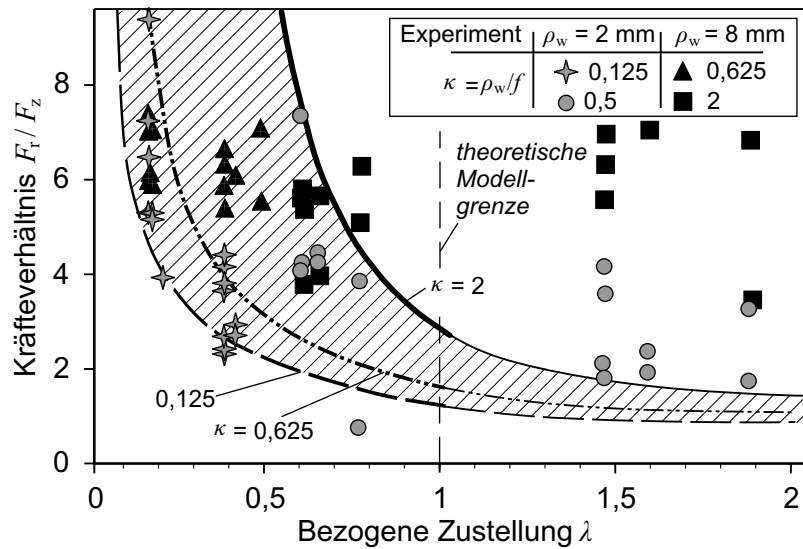
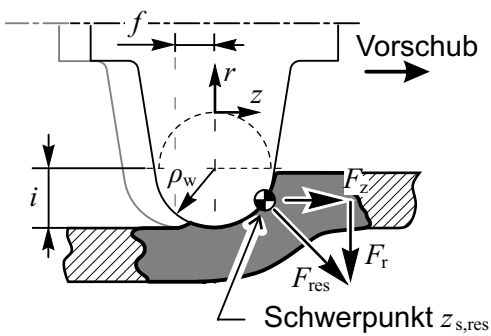


Abbildung 5.43: Experimentelle Verifikation der Kraftverhältnisse  $F_r / F_t$  und  $F_r / F_z$

a) Niedriger spez. Vorschub  $\kappa$



b) Hoher spez. Vorschub  $\kappa$

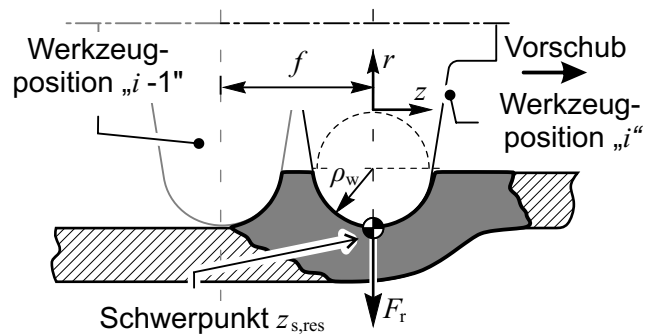


Abbildung 5.44: Beeinflussung der Axialkraft  $F_z$  durch die Schwerpunktlage  $z_{s,res}$

$\lambda$  und  $\kappa$  decken sich mit den Angaben der statistischen Auswertung der Axialkraft  $F_z$  in Abbildung 5.39 b) und c). Zwar wird ein Verschwinden der axialen Kraftkomponente  $F_z$  bei großen Vorschüben nicht beobachtet, jedoch eine deutliche Reduktion, sodass die Modellvorstellung an dieser Stelle als qualitativ gerechtfertigt erscheint. Eine direkte Gegenüberstellung zwischen Theorie und Experiment erfolgt mithilfe der Abbildung 5.43 b). Der Bereich der theoretisch erwarteten Ergebnisse ist hierbei schraffiert gekennzeichnet. Das Ergebnis verdeutlicht jedoch, dass eine quantitative Berechnung auch für das Kräfteverhältnis  $F_r/F_z$  nicht durchgeführt werden kann.

Zusammenfassend lautet das Ergebnis der analytischen Vorbetrachtung:

- Die Berechnung der Kraftverhältnisse  $F_r/F_t$  und  $F_r/F_z$  anhand der in [40] und [45] dokumentierten Vorgehensweise ist auf das inkrementelle Engen nicht anwendbar.
- Die analytischen Beziehungen behalten allerdings qualitativen Wert, da sie die Ergebnisse der statistischen Auswertung bestätigen.
- Die Axialkraft  $F_z$  wird durch hohe spezifische Vorschübe  $\kappa$  reduziert und bei großen Zustellungen  $\lambda$  erhöht. Der Zusammenhang ist durch die Verschiebung des Flächenschwerpunktes  $z_{s,res}$  phänomenologisch begründbar.
- Die Bestimmung der einzelnen Kraftkomponente erfordert weitere, voneinander unabhängige Lösungsansätze.

#### 5.4.4 Elementare Plastizitätstheorie

Eine pragmatische Methode zur Berechnung von Umformkräften ist die Verwendung der elementaren Plastizitätstheorie. Nach SIEBEL [84] berechnet sich bei direktem Werkzeugeingriff und unter der Annahme eines ideal plastischen Zustandes die resultierende Werkzeugkraft  $F_{res}$  durch Multiplikation der belasteten Kontaktfläche  $A_{d,ges}$  mit der werkstoffspezifischen Fließspannung  $k_f$ , Gl. (5.103). Da die Radialkraft  $F_r$  als weitaus größte Komponente identifiziert worden ist, wird sie im Rahmen dieser Modellvorstellung vereinfachend der resultierenden Kraft gleichgesetzt.

$$F_{res} \approx F_r = k_f \cdot A_{d,ges} \quad (5.103)$$

$$= \left(1 + \frac{A_{d,2}}{A_{d,1}}\right) \cdot A_{d,1} \cdot k_f \quad (5.104)$$

Durch Einsetzen der in Kapitel 5.1.2 und 5.1.5 hergeleiteten Beziehungen zur Beschreibung der Kontaktzone anhand Gl. (5.36) ist somit eine Berechnung der Radialkraft  $F_r$  mithilfe von

Prozessparametern theoretisch möglich. Im Sinne einer Übertragbarkeit wird auch an dieser Stelle eine bezogene Beschreibung verwendet, Gl. (5.105).

$$\Rightarrow \frac{F_r}{k_f \cdot \rho_w \cdot R_{DW}} = \frac{\pi}{4} \cdot \left( 1 + \frac{\arcsin\left(\frac{\kappa}{2}\right)}{\gamma_1} \right) \gamma_1 \cdot \beta_0 \quad (5.105)$$

Das vorgestellte Modell hängt demnach von vier Prozessgrößen ab und ist erneut auf die Intervalle  $0 < \lambda \leq 1$  und  $0 < \kappa \leq 2$  beschränkt, Gl. (5.106).

$$\frac{F_r}{k_f \cdot \rho_w \cdot R_{DW}} = f(\lambda, \kappa, \psi, \chi) \quad (5.106)$$

Bei der Methode der elementaren Plastizität sind alle prozessrelevanten Informationen in der Beschreibung der Kontaktfläche  $A_d$  enthalten. Daher wird auf eine Diskussion der Funktionsverläufe an dieser Stelle verzichtet und auf die Analysen in Kapitel 5.1 verwiesen. Zusammenfassend bewirken die Parameter der Zustellung  $\lambda$  und des Vorschubes  $\kappa$  die größte Änderung der Radialkraft  $F_{r,bez}$ , wobei eine Erhöhung beider Größen zu einer Kraftzunahme führt, Abbildung 5.45 a). Ein Vergleich der theoretischen Analysen mit experimentellen Ergebnissen ist der Abbildung 5.45 b) zu entnehmen. Hierbei sind konstante Werte der Größen  $\psi = 0,15$  und  $\chi = 0,05$  verwendet worden. Das Niveau beider Parameter beeinflusst die bezogene Radialkraft  $F_{r,bez}$  jedoch nur in geringem Maße. Dem Vergleich ist eine sichtbare Überschätzung der Radialkraft durch die angewandte Theorie zu entnehmen. Für sehr kleine Beträge von  $\lambda$  und  $\kappa$  entspricht die berechnete Kraftkomponente etwa der doppelten gemessenen Kraft. Bei größeren Beträgen beider Parameter nehmen die Abweichungen weiter zu.

Unter Vernachlässigung des Vorschubes ( $\kappa \approx 0$ ) eignet sich die Berechnungsmethode im Parameterbereich  $0 < \lambda \leq 0,8$  allerdings zur Angabe einer oberen Grenze der Radialkraft  $F_{r,max}$ , wobei jedoch den experimentellen Ergebnissen ein großer Streubereich zugrunde liegt. Im Rahmen der statistischen Versuchsauswertung in Abbildung 5.37 b) ist der Effekt der Prozessgröße  $\kappa$  auf die Radialkraft als moderat analysiert worden und rechtfertigt daher diese vereinfachende Annahme. Die Berechnung der maximalen Radialkraft  $F_{r,max}$  reduziert sich somit zu Gl. (5.107), wonach letztendlich nur drei Prozessparameter zu berücksichtigen sind, Gl. (5.108).

$$\Rightarrow \frac{F_{r,max}}{k_f \cdot \rho_w \cdot R_{DW}} \approx \frac{\pi}{4} \cdot \gamma_1 \beta_0 \quad (5.107)$$

$$\frac{F_{r,max}}{k_f \cdot \rho_w \cdot R_{DW}} = f(\lambda, \psi, \chi) \quad (5.108)$$

Ein abschließender Vergleich der in der Literatur durchgeführten Berechnungen am Beispiel des Drückwalzens [44] und des Projizierens [45] zeigt deutlich reduzierte Prozesskräfte beim

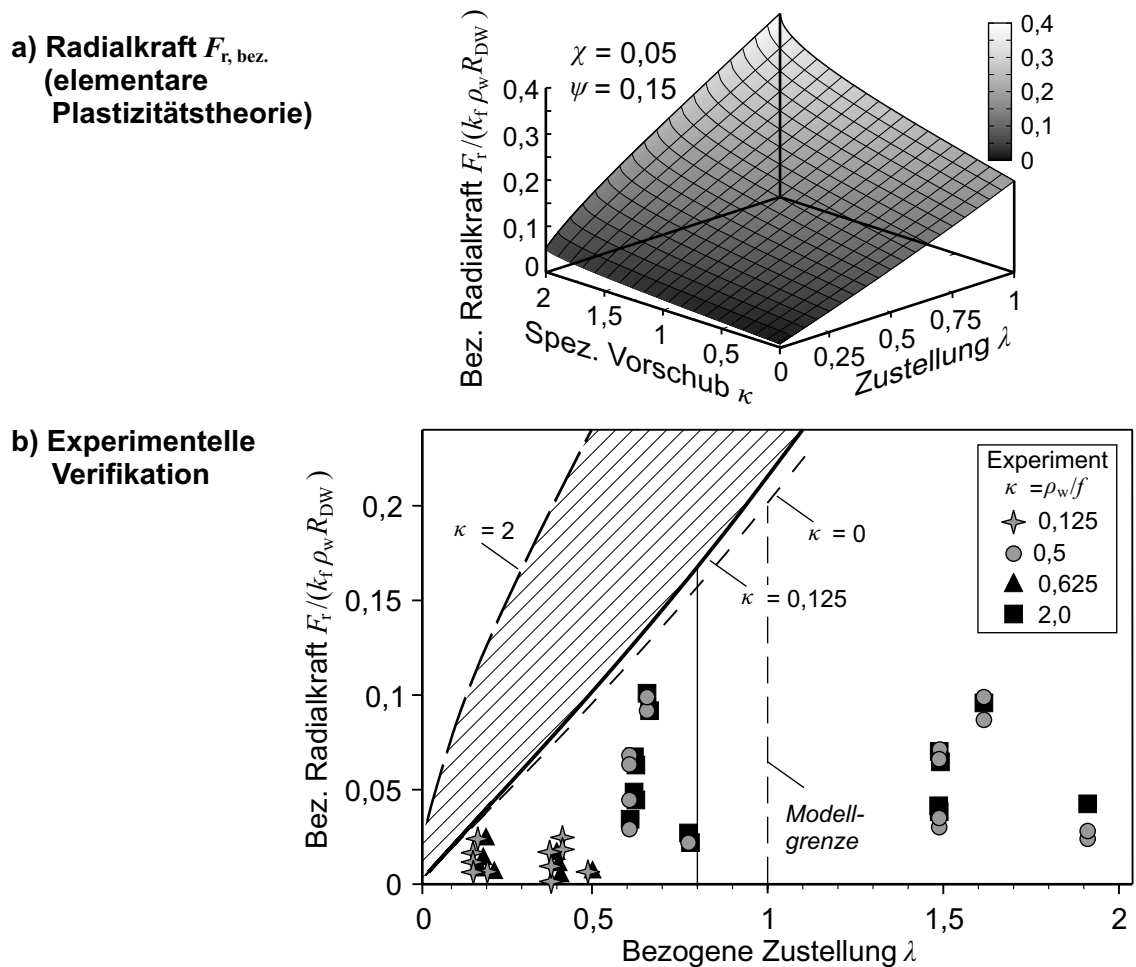


Abbildung 5.45: Auswertung der Radialkraft  $F_{r, bez.}$  anhand elementarer Plastizitätstheorie

inkrementellen Engen. Die bislang dokumentierten Lösungswege bei Anwendung der elementaren Plastizität sind stets mit einer deutlichen Unterschätzung der Radialkraft verbunden. Die Berechnung der Radialkraft  $F_r$  mithilfe der elementaren Plastizitätstheorie lässt somit folgende Schlussfolgerungen zu:

- Die Berechnung zeigt eine qualitative Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen, wobei die theoretischen Werte stets zu hoch sind. Im Parameterbereich  $0 < \lambda \leq 0,8$  ist die Angabe einer maximal zu erwartenden Radialkraft  $F_{r, max}$  möglich.
- Signifikanter Parameter ist die Arbeitszustellung  $\lambda$ . Der spezifische Vorschub  $\kappa$  ist vernachlässigbar.
- Gegenüber Drückwalzverfahren sind die Prozesskräfte beim inkrementellen Engen deutlich reduziert.

### 5.4.5 Spannungsleistung

Wie in Kapitel 2.4.4 aufgezeigt, ist die Berechnung der benötigten Umformkräfte anhand einer Leistungs- oder Energiebilanz eine quantitativ vielversprechende Methodik. Allerdings nimmt sie rasch mathematisch umfangreiche und somit in der Praxis nur schwer akzeptierte Züge an. Dennoch wird an dieser Stelle der Versuch unternommen, eine kompromissfähige Lösung vorzustellen, bestehend aus qualitativ nutzbaren Ergebnissen auf mathematisch akzeptablem Niveau. Der Lösungsweg wird zur Berechnung der tangentialen Kraftkomponente  $F_t$  verwendet.

Grundgedanke des Berechnungsansatzes stellt die Äquivalenz der Systemleistung dar, Gl. (5.109).

$$P_{int} = P_{ext} \quad (5.109)$$

Dabei wird die systeminterne Leistung  $P_{int}$  vereinfachend auf den Leistungsanteil reduziert, welcher zur Geometrieänderung des Werkstücks mithilfe des Umformvorgangs benötigt wird. Unter dem Begriff der externen Leistung  $P_{ext}$  werden alle dem System von außen zugeführten Kräfte, Momente und Drücke zusammengefasst. Folglich lassen sich mithilfe von Gl. (5.109) durch die Berechnung der internen Leistung Aussagen zur erforderlichen externen Maschinenkraft treffen.

Für einen adiabaten Vorgang kann die rein mechanische, innere Leistung  $P_{int}$  mithilfe der Spannungsleistung  $L_i$  bestimmt werden. Dabei wird die kinetische Leistung des rotierenden Werkstücks bei der Leistungsberechnung vernachlässigt. Die Spannungsleistung  $L_i$  berücksichtigt den inneren Energiezustand anhand der vorliegenden Verzerrungsgeschwindigkeiten an einem Punkt. Durch Annahme der idealen Starrplastizität lässt sich ein Ausdruck für die volumenbezogene, spezifische Spannungsleistung  $l_i$  durch Multiplikation des Spannungsdeviators  $\mathbf{S}^D$  und der Verzerrungsgeschwindigkeit  $\mathbf{D}$  berechnen, Gl. (5.110).

$$l_i = \mathbf{S}^D \cdot \mathbf{D} \quad (5.110)$$

Durch Verwendung der Levy-v.Mises-Fließregel nach Gl. (5.111) kann die spezifische Spannungsleistung zu Gl. (5.112) erweitert werden.

$$\mathbf{D} = \lambda \mathbf{S}^D \quad (5.111)$$

$$\Rightarrow l_i = \mathbf{S}^D \cdot (\lambda \mathbf{S}^D) = \lambda \frac{2}{3} k_f^2 \quad (5.112)$$

Der Proportionalitätsfaktor  $\lambda$  kann weiterhin mithilfe Gl. (5.113) ausgedrückt werden, sodass mit Gl. (5.114) die spezifische Spannungsleistung  $l_i$  lediglich durch Angabe der Verzerrungsgeschwindigkeiten  $\mathbf{D}$  und der Fließspannung  $k_f$  ausgedrückt werden kann.

$$\mathbf{D} \cdot \mathbf{D} = \lambda^2 \mathbf{S}^D \cdot \mathbf{S}^D = \lambda^2 \frac{2}{3} k_f^2 \Rightarrow \lambda = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{1}{k_f} \sqrt{\mathbf{D} \cdot \mathbf{D}} \quad (5.113)$$

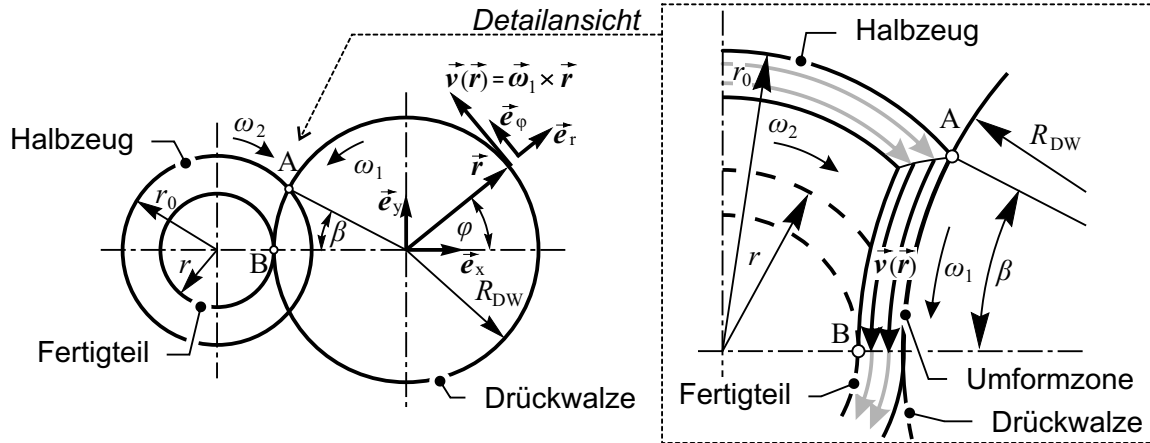


Abbildung 5.46: Definition des Geschwindigkeitsfeldes

$$\Rightarrow l_i = \sqrt{\frac{2}{3}} k_f \sqrt{\mathbf{D} \cdot \mathbf{D}} \quad (5.114)$$

Die gesamte Spannungsleistung  $L_i$  wird letztendlich durch Integration über das Volumen ermittelt, Gl. (5.115).

$$L_i = \int_V l_i dV \quad (5.115)$$

Die Angabe der Verzerrungsgeschwindigkeiten erfolgt als symmetrischer Tensor zweiter Stufe. In einem Zylinderkoordinatensystem wird dieser Tensor gemäß Gl. (5.116) gebildet. Die Berechnung der einzelnen Komponenten erfordert die Definition eines Geschwindigkeitsfeldes in der Umformzone.

$$\mathbf{D}(r, \theta, z) = \begin{pmatrix} \frac{\partial v_r}{\partial r} & \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{r} \left( \frac{\partial v_r}{\partial \theta} - v_\theta \right) + \frac{\partial v_\theta}{\partial r} \right] & \frac{1}{2} \left[ \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \right] \\ & \frac{1}{r} \left( \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + v_r \right) & \frac{1}{2} \left[ \frac{\partial v_\theta}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_z}{\partial \theta} \right] \\ \text{Sym} & & \frac{\partial v_z}{\partial z} \end{pmatrix} \quad (5.116)$$

Das gesuchte Geschwindigkeitsfeld ist frei wählbar, unterliegt jedoch der Bedingung der kinematischen Zulässigkeit. Je genauer das angenommene Geschwindigkeitsfeld den realen Zustand wiedergibt, umso höher ist die zu erwartende Ergebnisqualität. Allerdings ist zur Anwendbarkeit der Lösung die Verwendung eines möglichst einfachen Geschwindigkeitsfeldes sinnvoll. In Abbildung 5.46 ist das angenommene Geschwindigkeitsfeld dargestellt. Wie in Kapitel 5.1.1 beschrieben, erfolgt die Betrachtung des Umformvorgangs ausschließlich auf dem Bereich zwischen den Punkten A und B. Das zugrunde gelegte Vektorfeld  $\vec{v}(\vec{r})$ , dargestellt in Abbildung 5.46, basiert auf der Annahme, dass die Rotation der Drückwalze an jedem Punkt vollständig auf das Werkstück übertragen wird. Somit sind die resultierenden Geschwindigkeiten  $v$  des Werkstoffs auf unterschiedlichen Radien  $r$  voneinander verschieden. Eine Geschwindigkeit in radialer Richtung  $v_r$  existiert jedoch nicht, da angenommen wird, dass Werkstoffelemente

auf ihrer Bahn verbleiben. Die Biegung des Werkstücks an der Unstetigkeitsstelle im Punkt A wird innerhalb der Leistungsbilanz nicht berücksichtigt. Ebenso werden sowohl der Schlupf und die Reibung in der Wirkfuge als auch die Lagerreibung in der Drückwalzenaufnahme vernachlässigt. Wie in [45] hergeleitet, spielt die zu verrichtende translatorische Arbeit  $W_{trans}$  der axialen und radialen Werkzeugbewegung aufgrund der wesentlich geringeren zurückzulegenden Strecke eine untergeordnete Rolle, verglichen mit der erforderlichen rotatorischen Arbeit  $W_{rot}$ . Da zur Verrichtung beider Arbeitsanteile derselbe Zeitabschnitt zugrunde liegt, gilt diese Abschätzung auch für die benötigte Leistung  $P$ . Daher wird vereinfachend auf die Formulierung einer axialen Geschwindigkeitskomponente verzichtet. Der Maschinenvorschub  $f$  bzw.  $\kappa$  findet jedoch weiterhin als Prozessgröße innerhalb des Volumenintegrals in Gl. (5.115) Berücksichtigung. Zusammenfassend wird, wie in Abbildung 5.46 skizziert, das Geschwindigkeitsfeld  $\vec{v}$  in der Umformzone zweidimensional als Drehung des Vektors  $\vec{r}$  um die  $z$ -Achse mit der Rotationsgeschwindigkeit  $\omega_1$  angenommen, Gl. (5.117).

$$\vec{v}(\vec{r}) = \vec{\omega}_1 \times \vec{r} = \begin{pmatrix} 0 \\ \omega_1 r \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5.117)$$

Die Berücksichtigung der dritten Dimension erfolgt dadurch, dass an unterschiedlichen Positionen  $z_i$  aus der Drückwalzenkontur am Arbeitsradius unterschiedliche Vektorfelder resultieren.

Durch Einsetzen des Vektors aus Gl. (5.116) in Gl. (5.116) lässt sich ein Ausdruck für die Verzerrungsgeschwindigkeit  $\mathbf{D}$  finden, Gl. (5.118).

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2} \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \omega_1 R'_{DW}(z) \\ 0 & \omega_1 R'_{DW}(z) & 0 \end{pmatrix}, \text{ wobei } R'_{DW}(z) = \frac{\partial R(z)}{\partial z} \quad (5.118)$$

Die erforderliche Matrizenmultiplikation in Gl. (5.114) wird zu Gl. (5.119) fortgeführt.

$$\mathbf{D} \cdot \mathbf{D} = \frac{1}{2} \omega_1^2 R'^2_{DW}(z) \quad (5.119)$$

Die Berechnung von  $R'_{DW}(z)$  ist in Gl. (5.4) bereits aufgeführt. Einsetzen von Gl. (5.119) in Gl. (5.114) führt zunächst zur spezifischen Spannungsleistung  $l_i$ , Gl. (5.120)

$$l_i = \sqrt{\frac{1}{3}} k_f |\omega_1 R'_{DW}(z)| \quad (5.120)$$

Zur Berechnung der Spannungsleistung  $L_i$  aus Gl. (5.115) ist eine Bestimmung der Integrationsgrenzen erforderlich. Diese resultieren aus der momentanen Kontaktzone zwischen Werk-



zeug und Werkstück und wurden bereits in Kapitel 5.1 eingehend behandelt. Das Volumenintegral kann daher zu Gl. (5.121) erweitert und die Integration teilweise durchgeführt werden, Gl. (5.122)

$$L_i = \int_{z=z_{min}}^{z_{max}} \int_{r=R_{DW}(z)}^{R_{DW}(z)+s_0} \int_{\theta=0}^{\beta(z)} l_i r \, d\theta \, dr \, dz \quad (5.121)$$

$$\Rightarrow L_i = \int_{z=z_{min}}^{z_{max}} l_i(z) \cdot \beta(z) \left[ R_{DW}(z) \cdot s_0 + \frac{1}{2} s_0^2 \right] dz \quad (5.122)$$

Einsetzen der Gl. (5.120) ergibt letztendlich den gesuchten Ausdruck für die Spannungsleistung  $L_i$ , Gl. (5.123).

$$L_i = \sqrt{\frac{1}{3}} k_f \omega_1 \int_{z=z_{min}}^{z_{max}} |R'_{DW}(z)| \cdot \beta(z) \left[ R_{DW}(z) \cdot s_0 + \frac{1}{2} s_0^2 \right] dz \quad (5.123)$$

Auf die Berechnung der Integrationsgrenze  $z_{max}$  ist bereits in Gl. (5.15) eingegangen worden. Die Integrationsgrenze  $z_{min}$  kennzeichnet die Position hinter dem Werkzeugscheitel, an der gerade noch eine Berührung zwischen Werkstück und Drückwalze stattfindet. Diese wird durch Variation des spezifischen Vorschubes  $\kappa$  vorgegeben. Weitere Informationen zur erforderlichen Flächenbestimmung sind Kapitel 5.1.5 zu entnehmen. Somit kann die erforderliche Integrationsgrenze mithilfe der Näherung in Gl. (5.124) angegeben werden.

$$z_{min} = \frac{A_{d,2}}{A_{d,1}} \cdot z_{max} \quad (5.124)$$

Für die Berechnung des externen Leistungsanteils  $P_{ext}$  wird in analoger Weise ausschließlich das Antriebsmoment  $M$  der Hauptspindel betrachtet. Das Antriebsmoment lässt sich weiterhin durch die tangentielle Kraftkomponente  $F_t$  und den Hebelarm des Werkstückhalbmessers  $r$  erweitern, Gl. (5.125).

$$P_{ext} = M \cdot \omega_1 = F_t \cdot r \cdot \omega_1 \quad (5.125)$$

Zur weiteren Betrachtung werden erneut dimensionslose Größen verwendet. Die bereits bekannten Beziehungen aus Tabelle 5.1 werden um weitere Größen in Tabelle 5.2 erweitert. Mithilfe dieser Beziehungen ist eine Angabe der beschreibenden Prozessgrößen durch die Gl. (5.126) - Gl. (5.129) gegeben.

$$\tilde{z}_{max} = \sqrt{2\lambda - \lambda^2} \quad (5.126)$$

$$\tilde{R}_{DW}(\tilde{z}) = 1 - \chi + \chi \cdot \sqrt{1 - \tilde{z}^2} \quad (5.127)$$

Name	Bez. Koordinate	Bez. inf. Koordinate	Bez. WZ Radius	Bez. Wandstärke
Zuordnung	$z/\rho_w$	$dz/\rho_w$	$R_{DW}(z)/R_{DW,0}$	$s/R_{DW,0}$
Variable	$\tilde{z}$	$d\tilde{z}$	$\tilde{R}_{DW}(\tilde{z})$	$\tilde{s}$

Tabelle 5.2: Erweiterung der bezogenen Prozessgrößen

$$\left| \tilde{R}'_{DW}(\tilde{z}) \right| = \left| \chi \cdot \frac{\tilde{z}}{\sqrt{1-\tilde{z}^2}} \right| \quad (5.128)$$

$$\beta(\tilde{z}) = \arccos \left( \frac{\left( \frac{\Gamma+1}{\Gamma} - \frac{\lambda\chi}{\Gamma} \right)^2 + \left( \frac{\tilde{R}_{DW}(\tilde{z})}{\Gamma} \right)^2 - 1}{2 \cdot \left( \frac{\Gamma-\lambda\chi+1}{\Gamma} \right) \cdot \frac{\tilde{R}_{DW}(\tilde{z})}{\Gamma}} \right) \quad (5.129)$$

Die Berechnung einer bezogenen Tangentialkraft  $F_{t,bez}$  ist letztendlich mit Gl. (5.130) möglich.

$$\Rightarrow F_{t,bez} = \frac{F_t}{k_f s_0 \rho_w} = \frac{1}{\sqrt{3}} \int_{\tilde{z}=\tilde{z}_{min}}^{\tilde{z}_{max}} \left| \frac{\tilde{z}}{\sqrt{1-\tilde{z}^2}} \cdot \beta(\tilde{z}) \right| \cdot \left[ \tilde{R}_{DW}(\tilde{z}) + \underbrace{\frac{1}{2}\tilde{s}}_{\approx 0} \right] d\tilde{z} \quad (5.130)$$

Zur weiteren Vereinfachung kann die bezogene Wandstärke  $\tilde{s}$  bei der Berechnung des Integrals vernachlässigt werden. Die vorgestellte Methodik zur Berechnung der Tangentialkraft  $F_{t,bez}$  wird demnach von vier Prozessgrößen beeinflusst, Gl. (5.131).

$$F_{t,bez} \approx f(\lambda, \kappa, \Gamma, \chi) \quad (5.131)$$

Da die Anwendung dieser analytischen Methode trotz Vereinfachungen durch einen erhöhten mathematischen Aufwand geprägt ist, ist eine numerische Lösung erforderlich.

Gemäß den in Kapitel 5.1 aufgestellten Randbedingungen ist die mathematische Gültigkeit dieser Lösung ebenfalls auf den Parameterbereich  $0 < \lambda \leq 1$  und  $0 < \kappa \leq 2$  beschränkt. Die Auswertung des funktionalen Zusammenhangs der Gl. (5.130) ist der grafischen Darstellung in Abbildung 5.47 zu entnehmen. Größere Arbeitszustellungen  $\lambda$  erfordern demnach einen erhöhten tangentialen Kraftbedarf  $F_{t,bez}$ , Abbildung 5.47 a). Eine Zunahme des Vorschubes  $\kappa$  resultiert zunächst in einer vergleichsweise moderaten Kraftzunahme. Erst bei großen Vorschüben  $\kappa > 1,5$  ist mit einem überproportionalen Anstieg zu rechnen. Wesentlich signifikanter erweist sich der Parameter des Werkzeugfaktors  $\chi = \rho_w/R_{DW}$ , wobei auch hier ein größerer Wert zu einer Kraftzunahme führt. Das Radienverhältnis  $\Gamma$  erweist sich im betrachteten Parameterbereich von untergeordneter Bedeutung.

Eine direkte Gegenüberstellung mit experimentellen Werten erfolgt in Abbildung 5.48 a). Zur

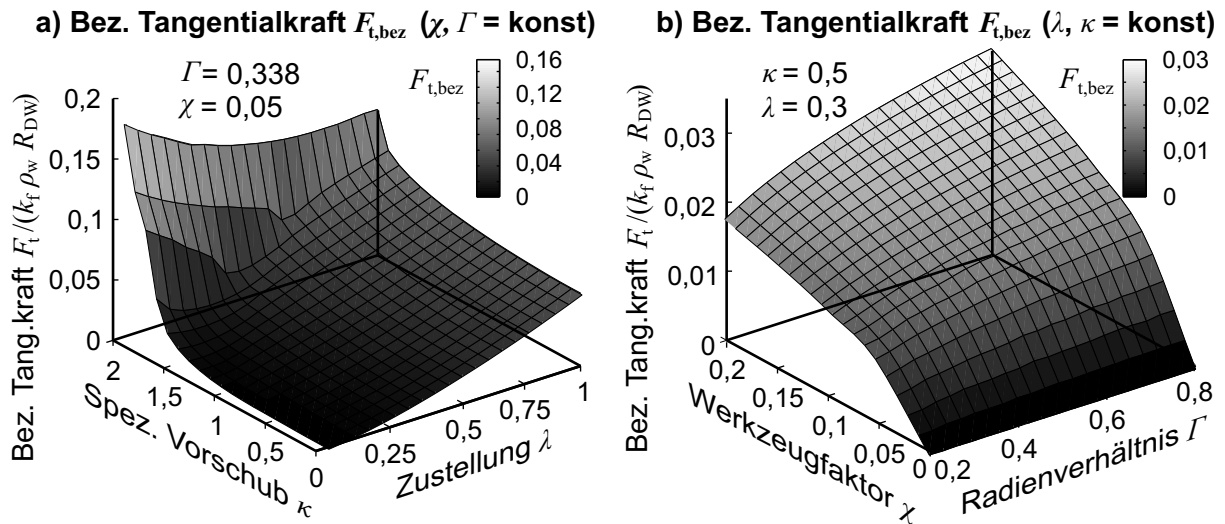
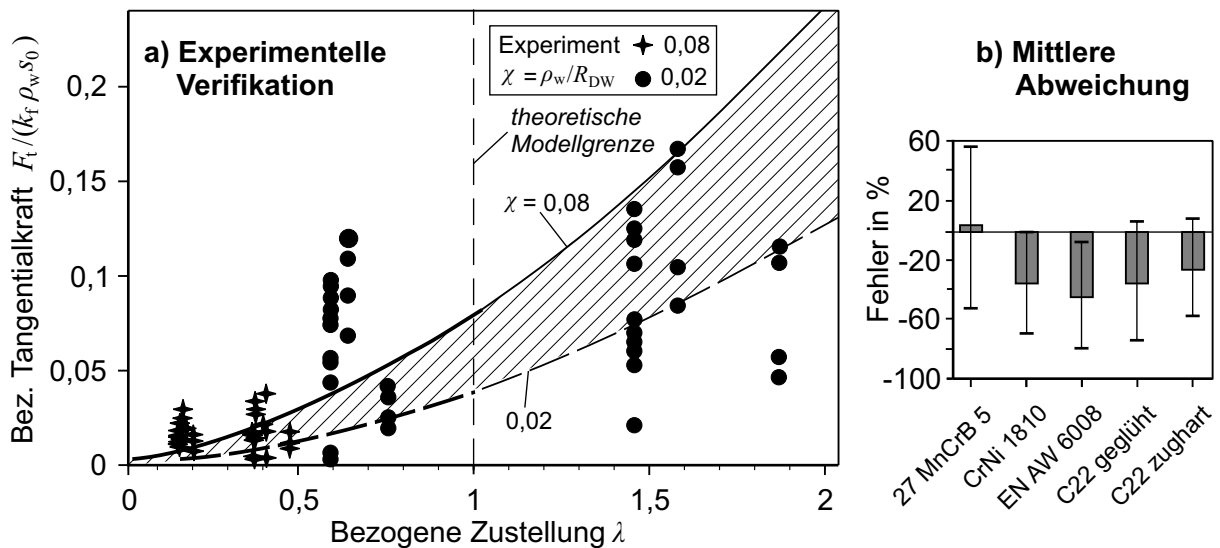
Abbildung 5.47: Funktionsauswertung der Tangentialkraftberechnung  $F_{t,bez}$ 

Abbildung 5.48: Verifikation der Energiemethode

Darstellung des Kurvenverlaufes sind die Parameter Vorschub und Radienverhältnis als konstant angenommen worden,  $\kappa = 1$  und  $\Gamma = 0,338$ . Der Modellierung entsprechend zeigen beide Parameter nur einen geringen Effekt auf den resultierenden Kraftbetrag. Der Werkzeugfaktor  $\chi$  und die Zustellung  $\lambda$  werden variiert. Die Ergebnisse der theoretischen Betrachtung erweisen sich in Bezug auf die Zustellung  $\lambda$  als zutreffend. Dieser Trend wird auch von der statistischen Versuchsauswertung in Abbildung 5.38 wiedergegeben, wie auch die Kraftzunahme bei größeren Vorschüben  $\kappa$ . Die im Experiment festgestellte Reduktion der bezogenen Umformkraft  $F_{t,bez}$  bei größerem Werkzeugfaktor  $\chi$  bzw. größeren Arbeitsradien  $\rho_w$  vermag das Modell allerdings nicht wiederzugeben. Die Ursache wird in der vernachlässigten Lagerreibung und

Werkstoffbiegung vermutet. Dennoch sind die beobachteten Abweichungen von durchschnittlich etwa 35 % auf akzeptablem Niveau, wobei die experimentell ermittelte Tangentialkraft i.d.R. höher ist als die berechnete. Eine werkstoffspezifische Auswertung ist der Abbildung 5.48 b) zu entnehmen. Die größten Abweichungen treten demnach beim verwendeten Aluminiumwerkstoff auf. Die beobachteten Abweichungen werden auf die vernachlässigte zyklische Umlenkung des Werkstoffs an den genannten Unstetigkeitsstellen beim Eintritt des Werkstoffs in die Kontaktzone zurückgeführt. Aufgrund der geringen Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  erscheint diese Umlenkung beim Werkstoff EN AW-6008 besonders ausgeprägt.

Abschließend zusammengefasst liefert die Modellierung der Tangentialkraft  $F_t$  folgendes Ergebnis:

- Die Berechnung der tangentialen Umformkraft  $F_{t,bez}$  ist möglich. Die Abweichungen liegen bei etwa 35 %.
- Die Verwendung dimensionsloser Größen erlaubt die Übertragung der Modellierung auf unterschiedliche Parameterkombinationen.
- Die Umformkraft wird stets unterschätzt. Die Abweichungen werden der vernachlässigten Werkstoffbiegung zugesprochen.
- Der Effekt des spezifischen Vorschubs  $\kappa = f/\rho_w$ , der Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$  und des Radienverhältnisses  $\Gamma = r/R_{DW,0}$  werden in einer experimentellen Verifikation mit richtiger Tendenz wiedergegeben. Der theoretische Effekt des Werkzeugfaktors  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  wird im Experiment nicht beobachtet.
- Die Anwendung der Methode ist durch einen erhöhten mathematischen Aufwand geprägt. Die Berechnung erfordert eine numerische Lösung.

### 5.4.6 Fazit zum Themengebiet der Umformkräfte

Die Modellierung der Umformkräfte erweist sich trotz vieler vereinfachender Randbedingungen z.T. als mathematisch umfangreich. Erstmals können damit jedoch Ursache-Wirkungs-Prinzipien in Bezug auf die Umformkräfte beim inkrementellen Engen in übertragbarer Weise aufgezeigt werden. Insbesondere können aus der Untersuchung und analytischen Modellierung der Umformkräfte folgende Informationen abgeleitet werden:

- Die Beträge der Umformkräfte weisen die Reihenfolge  $F_r > F_z > F_t$  auf.
- Die Berechnung einer größtmöglich zu erwartenden Radialkraft  $F_{r,max}$  und einer Tangentialkraft  $F_t$  ist möglich. Die Berechnung der Tangentialkraft  $F_t$  unterschätzt das

experimentelle Ergebnis im Durchschnitt um etwas 35 %. Bei beiden Kräften kann der spezifische Vorschub  $\kappa = f/\rho_w$  in erster Näherung vernachlässigt werden.

- Die Effekte der Prozessparameter Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$ , spezifischer Vorschub  $\kappa = f/\rho_w$  und Radienverhältnis  $\Gamma = r/R_{DW,0}$  werden mit richtiger Tendenz wiedergegeben. Der Effekt des Werkzeugfaktors  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  wird im Experiment nicht beobachtet.
- Kleine Arbeitsradien  $\rho_w$  und Werkstoffe mit geringer Fließspannung  $k_f$  führen zu vergleichsweise hohen bezogenen Umformkräften. Die Kraftzunahme infolge des Reitstocks  $RST$  ist vergleichsweise gering.
- Gegenüber Drückwalzverfahren sind die Prozesskräfte beim inkrementellen Engen deutlich reduziert.

## 5.5 Versagen

In Kapitel 2.3 ist eine Vielzahl möglicher Versagensarten bei der Formgebung zylindrischer Halbzeuge aufgeführt worden. Bei den durchgeführten Untersuchungen zum inkrementellen Engen wurden insbesondere *Risse entlang dem Bauteilumfang* als häufigste Versagensart identifiziert, Abbildung 5.49 a). Demnach wird in der folgenden Untersuchung ausschließlich diese Versagensart analysiert. Neben der Darstellung signifikanter Einflussfaktoren werden die Entstehungsursache und eine analytische Modellierung vorgestellt.

### 5.5.1 Ursache und Einflussfaktoren

Die Auswertung signifikanter Einflussfaktoren auf die Rissentstehung ist in der Abbildung 5.49 b) - f) dargestellt. Dabei erweist sich insbesondere eine hohe bezogene Zustellung  $\lambda$  als signifikante Prozessgröße, Abbildung 5.49 b). Als weitere signifikante Größen werden der spezifische Vorschub  $\kappa$ , der Reitstock und die Vorschubrichtung  $f_d$  identifiziert. Der Versagenseintritt erfolgt zudem stets an einer identischen Werkstückposition, am Übergang zwischen konischem und zylindrischem Werkstückbereich. Wie in Abbildung 5.49 a) angedeutet, wird des Weiteren als zwingende Voraussetzung zur Rissinitiierung eine Vorschubbewegung der Drückwalze entlang dem zylindrischen Bereich beobachtet. Ein Erklärungsansatz, welcher die Initiierung von Umfangsrissen bei Drückprozessen beschreibt, ist in der Literatur bereits als experimentelle Beobachtung aufgeführt. Demnach tritt das Versagen ein, wenn der im Spannfutter eingespannte Querschnitt des bereits umgeformten Werkstücks nicht mehr in der Lage ist, die vom Werkzeug aufgebrauchte Axialkraft  $F_z > F_{z,krit}$  zu übertragen, Abbildung 5.50 a). Dieser Mechanismus

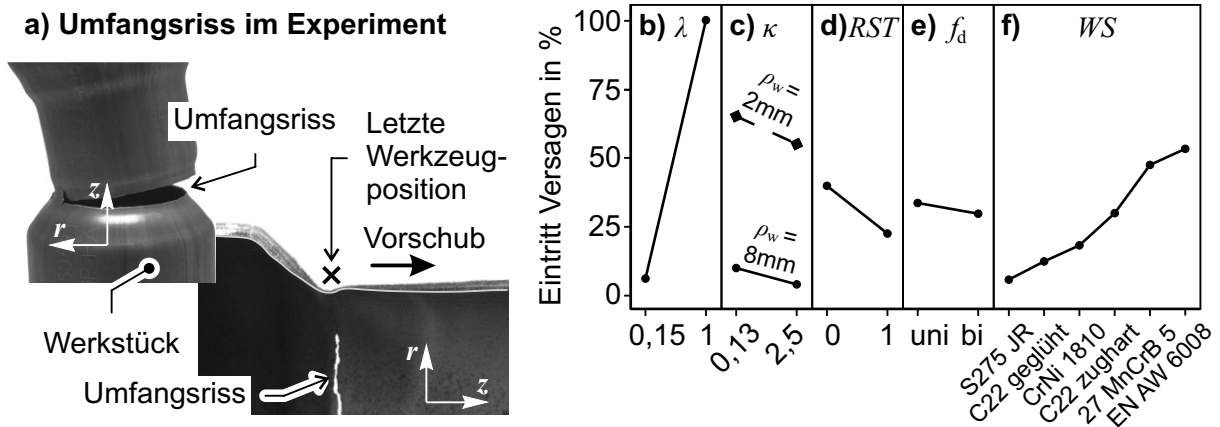


Abbildung 5.49: Werkstückversagen durch Umfangsriß

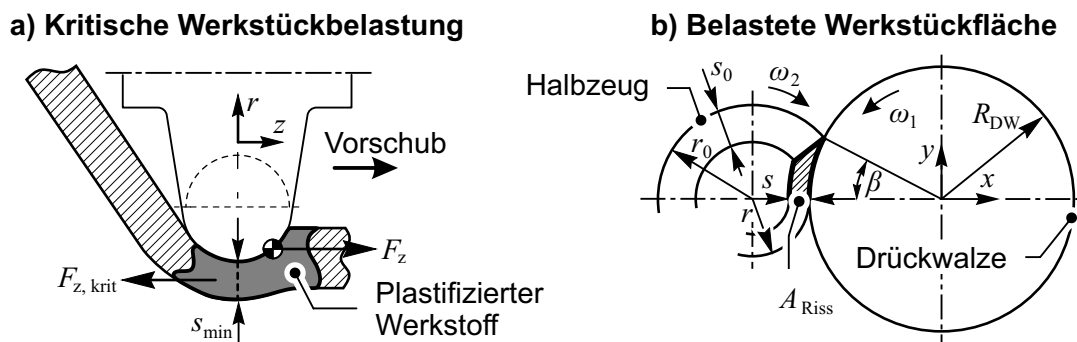


Abbildung 5.50: Entstehung eines Umfangsrisss

wird auch beim inkrementellen Engen als Hauptursache zur Rissinitiierung vermutet. Begründet wird diese Aussage zunächst anhand der wiederkehrenden Position am Werkstück. Die Ergebnisse in Kapitel 6.2.1 vorwegnehmend, erfolgt an dieser Position eine lokale Ausdünnung der Wandstärke, sodass weniger Werkstoff zur Übertragung einer Axialkraft zur Verfügung steht. Des Weiteren wird die Hypothese durch den dargestellten Spannungszustand in Abbildung 5.33 untermauert. Demnach werden hinter dem Drückwalzenscheitel axiale Zugspannungen  $\sigma_z$  beobachtet, die ein Versagen in Umfangsrichtung begünstigen. Letztendlich ist eine Begründung der These durch einen Vergleich der als signifikant ermittelten Parameter möglich. Die Ergebnisse der Axialkraftanalyse in Abbildung 5.39 als auch die Ergebnisse der Rissuntersuchung in Abbildung 5.49 zeigen korrespondierende Effekte. Demnach wird der Umfangsriß bei erhöhten Axialkräften eingeleitet. Bei Werkstoff EN AW-6008 werden Axialrisse am häufigsten beobachtet. Dies ist erneut auf die in Kapitel 5.4.3 beobachtete geringe Fließspannung  $k_f$  zurückzuführen. Der statistischen Auswertung nach führt diese zu vergleichsweise hohen spezifischen Umformkräften, Abbildung 5.39. Dagegen ist die Rissentstehung beim Werkstoff 27 MnCrB 5 auf die geringe Bruchdehnung zurückzuführen, Abbildung 4.6.

## 5.5.2 Modellbildung

Wie bereits vermerkt, ist zur sicheren Prozessführung die Berechnung einer maximal zulässigen Axialkraft  $F_{z,krit}$  notwendig. Dies erfolgt erneut auf analytischem Wege. Anhand der durchgeführten Spannungsanalyse in Kapitel 5.3.1 ist die axiale Werkstückbelastung hinter dem Drückwalzenscheitel lokal begrenzt. Folglich wird zur Modellbildung angenommen, dass die Übertragung der axialen Werkzeugkraft ebenfalls nur über einen begrenzten Werkstückbereich erfolgt. Hierzu wird vereinfachend der in Abbildung 5.50 b) aufgezeigte Bereich unterhalb der Wirkfuge als aktive Fläche  $A_{Riss}$  angenommen. Mithilfe von Gl. (5.132) kann die einachsige Belastung der Fläche  $A_{Riss}$  berechnet werden.

$$F_{z,krit} = A_{Riss} \cdot \sigma_v \quad (5.132)$$

Bezug nehmend auf die Untersuchungen in Kapitel 5.1.2 zum Themengebiet der Kontaktzone ist eine genauere Definition der Fläche  $A_{Riss}$  zu Gl. (5.133) möglich. Vereinfachend wird die Wandstärke entlang dem Werkzeugumfang innerhalb der Kontaktzone als konstant angenommen.

$$F_{z,krit} = \beta \cdot R_{DW} \cdot s \cdot k_{f,0} \quad (5.133)$$

Die Untersuchungen des Spannungszustandes in Kapitel 5.3 verdeutlichen einen ebenen zweiachsigen Zugspannungszustand hinter der Drückwalze. Folglich wird als Vergleichsspannung  $\sigma_v$  vereinfachend die Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  verwendet. Der Vorgang wird als ideal starrplastisch betrachtet.

Zur Berechnung der Wandstärke  $s$  innerhalb der Gl. (5.133) wird die charakteristische Position der Rissentstehung näher analysiert. Wie bereits erwähnt, wird an der betrachteten Position eine bauteilspezifische Ausdünnung beobachtet, die auf den Wechsel der Vorschubrichtung zurückgeführt werden kann. Die sich hier einstellende Formänderung wird vereinfachend mit dem in Kapitel 5.2.6 beschriebenen Deformationszustand gleichgesetzt, der bei einer radialen Werkzeugzustellung angenommen wird. Kleine Arbeitsradien  $\psi = \rho_w/r$  vorausgesetzt, führt die Zustellung des Werkzeugs in ausschließlich radialer Richtung zu einer örtlichen Ausdünnung des Werkstücks. Die betragsmäßig größte Ausdünnung wird dabei stets unterhalb des Werkzeugscheitels im Pol erreicht,  $s_{Pol}/s < 1$ . Zur mathematischen Beschreibung der Ausdünnung am Pol wurde Gl. (5.96) erarbeitet. Eingesetzt in Gl. (5.133), wird das Versagenskriterium zu Gl. (5.134) erweitert.

$$F_{z,krit} = \beta_0 \cdot R_{DW} \cdot s_{Pol} \cdot k_f \quad (5.134)$$

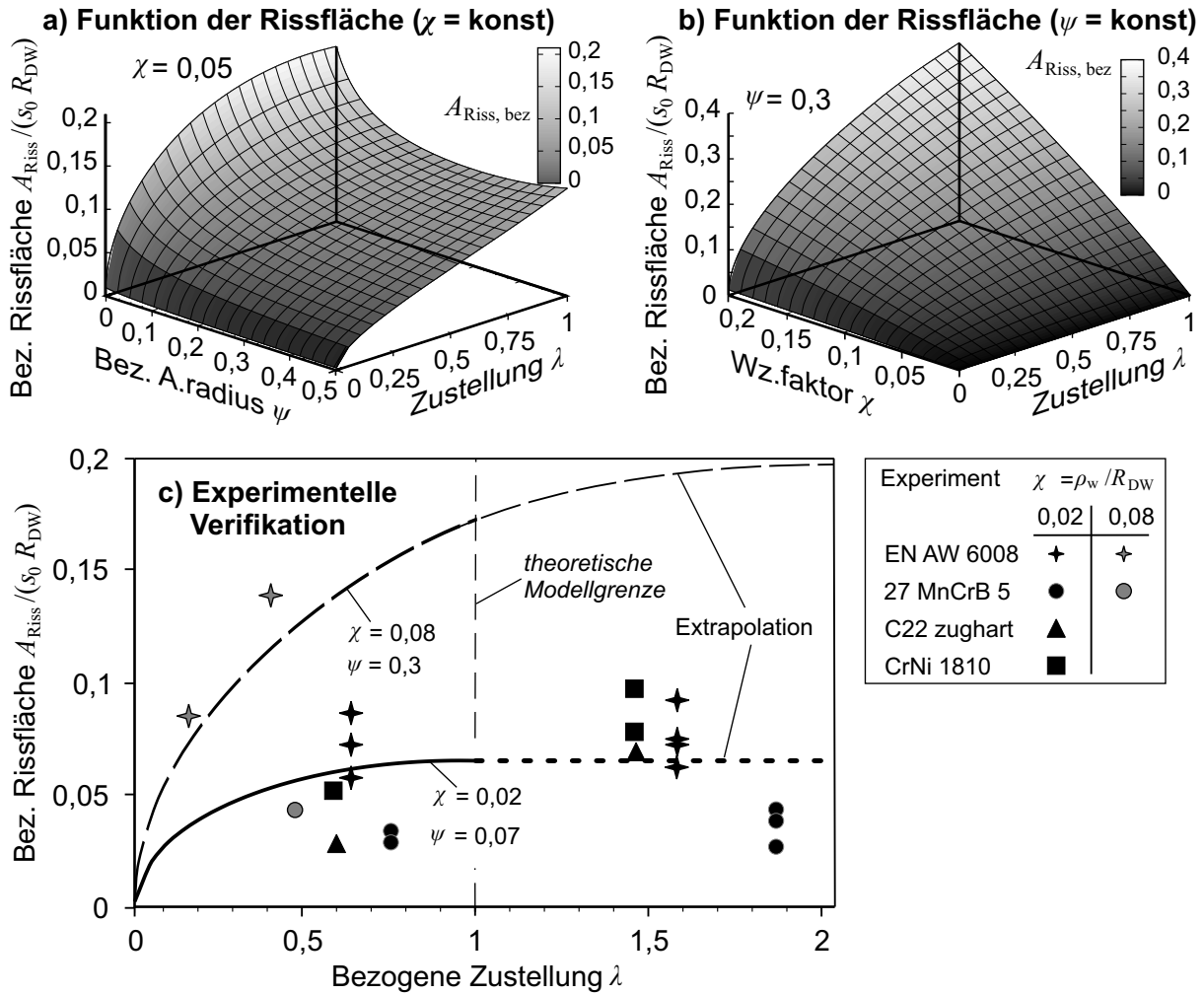


Abbildung 5.51: Auswertung der kritischen Axialkraft  $F_{z,krit,bez}$  bzw. Rissfläche  $A_{Riss,bez}$

Die Erweiterung dieser Funktion zu einer dimensionlosen Größe wird abschließend in Gl. (5.135) angegeben.

$$\Rightarrow \frac{F_{z,krit}}{s_0 \cdot R_{DW} \cdot k_f} = \frac{A_{Riss}}{s_0 \cdot R_{DW}} = \beta_0 \cdot \frac{s_{Pol}}{s_0} \quad (5.135)$$

Das Modell ist somit von drei Parametern abhängig, Gl. (5.136).

$$F_{z,krit,bez} = f(\lambda, \psi, \chi) \quad (5.136)$$

Nähere mathematische Angaben zum Winkel  $\beta_0$  sind dem Kapitel 5.1 zu entnehmen.

Der Funktionsverlauf einer bezogenen Axialkraft  $F_{z,krit,bez}$  bzw. bezogenen Rissfläche  $A_{Riss,bez}$  ist in Abbildung 5.51 a) visualisiert. Der Werkzeugfaktor  $\chi$  ist hierbei als konstante Größe betrachtet worden. Demnach erhöht sich die zulässige Axialkraft zunächst mit zunehmender Zustellung  $\lambda$  aufgrund der erhöhten Umschlingung des Werkzeugs um den Winkel  $\beta$ . Der bezogene Arbeitsradius  $\psi$  erweist sich nur für sehr geringe Werte als einflussgebend. Eine weitere



Auswertung ist Abbildung 5.51 b) zu entnehmen. Hierbei findet eine Variation des Werkzeugfaktors  $\chi$  statt. Der bezogene Arbeitsradius  $\psi$  verbleibt auf konstantem Niveau. Dem Funktionsverlauf ist ein deutlicher Einfluss des Werkzeugfaktors  $\chi$  zu entnehmen. Bei Zunahme des Faktors, beispielsweise durch einen vergrößerten Arbeitsradius  $\rho_w$ , wird die zulässige Axialkraft  $F_{z,krit,bez}$  erhöht. Bei größeren Beträgen der Arbeitszustellung  $\lambda$  zeigt auch diese Auswertung eine Zunahme der zulässigen Axialkraft.

Eine Gegenüberstellung mit experimentell gemessenen Axialkräften ist in Abbildung 5.51 c) dargestellt. Die beiden visualisierten Kurven beschreiben den Zustand, bei dem in Abhängigkeit von den untersuchten Halbzeug- und Werkzeugabmessungen ein Versagen erwartet werden kann. Dieser Zustand wird durch die Parameter  $\psi$ ,  $\chi$  und  $\lambda$  beschrieben. Das Modell ist im Parameterbereich  $0 < \lambda \leq 1$  gültig. Aufgrund der verfahrenstechnischen Möglichkeit einer Zustellung von  $\lambda > 1$  ist ein extrapoliertes Verhalten dargestellt. Da die genaue Ermittlung der Axialkraft bei Rissentstehung nicht eindeutig möglich ist, wurde stets die Axialkraft im letzten Umformstadium vor der Rissentstehung ausgewertet. Dieser Wert kennzeichnet somit den letztmöglichen Belastungszustand, der vom Werkstück gerade noch übertragen werden konnte. Für den Werkzeugfaktor  $\chi = 0,08$  wurde nur eine sehr geringe Anzahl von Versagensfällen festgestellt. Besonders häufig wird ein Versagen für den Werkstoff EN AW-6008 beobachtet. Die Messergebnisse für diesen Werkstoff liegen nahe den eingezeichneten Kurvenverläufen, sowohl für  $\chi = 0,02$  als auch für  $\chi = 0,08$ . Dagegen zeigen die Messwerte des Werkstoffs 27 MnCrB5 eine deutliche Abweichung zum angegebenen Kurvenverlauf. Der aufgestellten Theorie zufolge sind hierbei aufgrund der vergleichsweise hohen Anfangsfließspannung von  $k_{f,0} = 650$  MPa höhere Axialkräfte erwartet worden. Dennoch ist auch bei diesem Werkstoff bei Zunahme des Werkzeugfaktors  $\chi$  oder der Arbeitszustellung  $\lambda$  eine höhere bezogene Rissfläche  $A_{Riss,bez}$  zu beobachten. Korrespondierende Messergebnisse werden ebenfalls für den Werkstoff CrNi 1810 bestätigt.

In qualitativer Weise bestätigt das entwickelte Modell somit die aufgestellte Hypothese einer Risseinleitung in Umfangsrichtung durch überhöhte Axialkräfte. Als Gegenmaßnahmen zur Vermeidung einer Rissentstehung beschreibt das Modell die Verwendung größerer Arbeitsradien  $\rho_w$ . Hierdurch werden für die Parameter  $\psi$  und  $\chi$  größere Werte erreicht, wonach die zulässige Axialkraft  $F_{krit,bez}$  erhöht werden kann. Für den Parameter der Arbeitszustellung  $\lambda$  ist jedoch keine eindeutige Aussage möglich. Zwar beschreibt das Versagensmodell eine größere zulässige Axialkraft bei höherer Arbeitszustellung, jedoch wird hierdurch ebenfalls die auftretende Axialkraft erhöht. Dieser Effekt ist der statistischen Analyse in den Abbildungen 5.39 b) - f) zu entnehmen. Auf die Ursache der Kraftzunahme durch die Verschiebung des Flächenschwerpunktes wurde bereits in Kapitel 5.4.3 eingegangen. Allerdings ist ggf. eine Kompensation der

Schwerpunktsverschiebung durch höhere spezifische Vorschübe  $\kappa$  möglich. Auf diesen Aspekt wird in Kapitel 6.2.1 erneut eingegangen.

### 5.5.3 Fazit zum Werkstückversagen

Die aufgestellte Modellierung bestätigt den als Hypothese aufgestellten Mechanismus einer Rissinitiierung beim inkrementellen Engen, wonach Umfangsrisse durch überhöhte Axialkräfte eingeleitet werden. Die analytische Formulierung ermöglicht ein phänomenologisches Verständnis über die beteiligten Prozessparameter. Darauf basierend sind für eine Prozessauslegung folgende Informationen von Bedeutung:

- Durch größere Arbeitsradien  $\rho_w$  bzw. Werkzeugfaktoren  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  verschiebt sich die Versagensgrenze zu höheren Werten.
- Die Festlegung einer geeigneten Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$  ist nur unter Berücksichtigung des spezifischen Vorschubs  $\kappa$  bzw. der wirkenden Axialkraft  $F_z$  möglich.

## 5.6 Prozesszeit

Die benötigte Fertigungszeit ist ein entscheidender Faktor bei der Wahl und der Auslegung von Fertigungsprozessen. Eine Verkürzung der Fertigungsdauer durch eine hohe Vorschubgeschwindigkeit ist zwar naheliegend, dennoch soll an dieser Stelle die Analyse der Einflussgrößen erfolgen und somit die *Abschätzung der notwendigen Prozessdauer* in Abhängigkeit von der herzustellenden Geometrie ermöglichen. Zur Übertragbarkeit der Ergebnisse wird eine bezogene Zeiteinheit - Zeit pro Länge - verwendet. Die Länge ist durch die vorgegebene Werkstückkontur gegeben. Zur systematischen Beschreibung wird zwischen zylindrischen, konischen und kreisförmigen Bauteilelementen unterschieden. Ein exemplarisches Bauteil ist in Abbildung 5.52 a) aufgeführt.

### 5.6.1 Kategorisierung und Approximation

Grundsätzlich verhält sich eine auf die Länge bezogene Zeiteinheit umgekehrt proportional zur Vorschubgeschwindigkeit, Gl. (5.137).

$$\frac{t}{l} = \frac{1}{v} \quad (5.137)$$

Dieser Zusammenhang beschreibt eine Hyperbel, siehe Abbildung 5.52 b). Die Grafik ist zur Beurteilung der Prozesszeit bei der Fertigung zylindrischer Formen direkt anwendbar. Insbe-

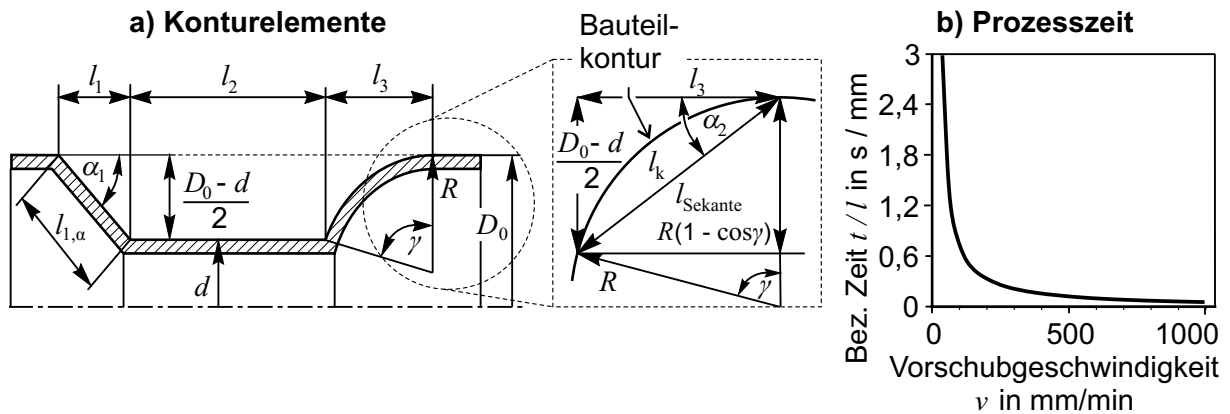


Abbildung 5.52: a) Definition der Konturlängen b) Bezogene Prozesszeit  $t/l$

sondere bei einer Vorschubgeschwindigkeit  $v < 100$  mm/min ist ein erheblicher Zuwachs der benötigten Prozessdauer  $t/l$  zu verzeichnen.

Da derzeit gebräuchliche Drückmaschinen die Einhaltung der Vorschubgeschwindigkeit entlang der programmierten Bahnkurve vorsehen, sind die aufgestellten Beziehungen für jegliche Konturformen gültig. Dies setzt allerdings die Kenntnis der Kurvenlänge voraus. Diese Angabe gehört nicht zwingend zum Umfang einer konventionellen technischen Zeichnung. Vielmehr werden Bauteilkonturen horizontal und vertikal bemaßt. Gemäß den Bemaßungen in Abbildung 5.52 erfolgt an dieser Stelle als Hilfestellung eine Umrechnung der Bahnlängen auf gebräuchliche Bemaßungen.

Für konische Bauteilsegmente führt die Berechnung der bezogenen Zeiteinheit zur Gl. (5.138).

$$\frac{t_1}{l_1} = \frac{1}{v \cdot \cos \alpha_1} \quad (5.138)$$

Folglich ist bei einem gegebenen Einziehverhältnis  $\Theta$  und frei wählbarem Einziehungswinkel  $\alpha$  ein besonders großer Winkel innerhalb einer Werkzeugbahn zur Erzielung kleinstmöglicher Fertigungszeiten vorzuziehen.

Zur Berechnung der Fertigungszeit bei kreisförmigen Bauteilkonturen wird die Bogenlänge  $l_k$  durch die Länge der abgebildeten Sekante  $l_{\text{Sekante}}$  approximiert, Abbildung 5.52. Somit kann die Gleichung zur Zeitberechnung für konische Segmente auch in diesem Fall angewandt werden, wobei der Winkel  $\alpha_2$  aus der vorgegebenen Geometrie zu Gl. (5.139) bestimmt werden kann.

$$\frac{t_3}{l_3} \approx \frac{1}{v \cdot \cos \alpha_2} = \frac{1}{\cos \left( \arcsin \left( \frac{D_0 - d}{2R \arccos \left( 1 - \frac{D_0 - d}{2R} \right)} \right) \right)} \quad (5.139)$$

Die Berechnung der minimal notwendigen Fertigungsdauer beim Einsatz mehrerer Umformstadien beruht auf der maximal möglichen Zustelltiefe pro Werkzeugüberlauf,  $i_{max}$ . Mithilfe der Gl. (5.140) ist somit die Berechnung der minimal notwendigen Passanzahl  $N_{min}$  möglich.

$$\lceil N_{min} \rceil = \frac{D_0 - d}{2 \cdot i_{max}} \quad (5.140)$$

Die zur Umformung des vollständigen Bauteils benötigte Zeit ist letztendlich durch Gl. (5.141) gegeben. Bei der Berechnung der gesamten Prozessdauer sind individuelle Zustell- und Rückzugsbewegungen der Maschine zu berücksichtigen.

$$t_{gesamt} = t_1 + t_2 + t_3 + \dots + t_n \quad (5.141)$$

### 5.6.2 Fazit zur Prozesszeit

Zusammengefasst ermöglicht die aufgezeigte Methode auf pragmatischem Wege eine quantitative Vorhersage der erforderlichen Fertigungsdauer für das untersuchte Umformverfahren. Grundlage bilden Abmessungen innerhalb konventioneller Fertigungszeichnungen. Die Analyse verdeutlicht, dass stets Vorschubgeschwindigkeiten  $v \geq 100$  mm/min gewählt werden sollten. Zur Angabe der gesamten Fertigungsdauer ist die Berücksichtigung von weiteren Zustellbewegungen des Werkzeugs notwendig. Die vorgestellte Berechnung ist auf den eigentlichen Umformvorgang beschränkt. Mit dem Themengebiet der Prozesszeit wird die Analyse der Prozesseigenschaften abgeschlossen.

## 5.7 Zusammenfassung Kapitel 5

Die *Prozesseigenschaften* beim inkrementellen Engen werden maßgeblich durch den Kontaktzustand zwischen Werkzeug und Werkstück bestimmt. Dieser ist lokal begrenzt und erfordert eine räumliche mathematische Beschreibung. Eine Approximation auf Grundlage einer Ellipsengleichung zeichnet sich durch eine hohe Übereinstimmung zur exakten Lösung aus. Die Lösungsmethode erlaubt eine zielgerichtete Einstellung der Kontaktzonengeometrie mithilfe von Prozessparametern. Darauf aufbauend wurden unterschiedliche Methoden zur Berechnung der Umformkräfte vorgestellt. Die Berechnungen erweisen sich als qualitativ, im Fall der Tangentialkraft auch als quantitativ belastbar. Als dominierender Versagensfall wird der Riss entlang dem Umfang des Bauteils identifiziert. Mithilfe einer analytischen Modellbildung ist die qualitative Angabe einer Versagensgrenze möglich. Die Prozessparameter Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$ , spezifischer Vorschub  $\kappa = f/\rho_w$  und Werkzeugfaktor  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  erweisen

sich als besonders signifikant, sodass der Umformprozess zunächst mithilfe dieser drei Größen auszulegen ist. Der Reitstockeinsatz wird stets empfohlen. Die Umformkräfte werden dadurch nur in geringem Maße erhöht. Weiche Aluminiumwerkstoffe führen zu erhöhten spezifischen Prozesskräften und vorzeitigem Versagen. Bei der Analyse der Werkzeugbahn ist eine deutliche Beeinflussung aller Zielgrößen bei einer Werkzeugführung in Richtung der Werkstückdrehachse zu beobachten. Hierbei stellt sich während der Formgebung eine Bewegung der Kontaktzone über den Werkzeugscheitel ein, sodass das Werkstückversagen stets an dieser Position beobachtet wird.

Anhand einer FEA wurde ein charakteristischer Spannungszustand abgeleitet. Das Verständnis für das beobachtete Spannungsmuster wird unter der Annahme erreicht, dass die nicht plastifizierten Werkstückbereiche den Werkstofffluss unterbinden. Die Bedeutung von Radialspannungen ist untergeordnet anzusehen. Ein biaxialer Zugspannungszustand rechtfertigt die aufgestellte Versagensmodellierung. Mithilfe einer axialsymmetrischen Betrachtung wird ein Verständnis für die Formänderung beim inkrementellen Engen entwickelt. Hiermit ist die Berechnung der resultierenden Werkstückwandstärke in quantitativ überzeugender Weise möglich. Der Fall einer radialen Werkzeugzustellung führt zu einer lokalen Ausdünnung.

Verglichen mit dem Drückwalzen sind beim inkrementellen Engen weitaus geringere Kräfte zur Formgebung ausreichend. Somit besteht ein Potenzial zu einer energiereduzierten Fertigung.



## 6 Untersuchung der Bauteileigenschaften

Innerhalb des vorliegenden Kapitels werden charakteristische Auswirkungen des inkrementellen Engens auf verschiedene Werkstückeigenschaften analysiert und maßgeblich beteiligte Prozessparameter vorgestellt. Die Untersuchungen umfassen die Werkstückgeometrie in Bezug auf die *Maßhaltigkeit* und *unerwünschte Deformationen* sowie *physikalische* bzw. *mechanische Bauteil- und Werkstoffkenngrößen*.

### 6.1 Maßhaltigkeit

Wie in Kapitel 2.5 dargestellt, können mithilfe von Optimierungsverfahren [114] die prozess-typisch hohen Fertigungstoleranzen [3] reduziert werden. Physikalisch begründete Ursache-Wirkungs-Prinzipien werden dabei jedoch nicht beachtet.

Innerhalb der nachfolgenden Untersuchungen werden am Beispiel der gewählten Werkstückgeometrie aus Kapitel 4.2 zunächst typische Abweichungen zur Sollgeometrie experimentell analysiert und *Effekte und Einflussgrößen* erörtert. Die dargestellten Prinzipien können bei einer Prozessauslegung unterstützend eingesetzt werden.

#### 6.1.1 Innenweite

Als Innenweite  $w_i$  wird die Länge des im Durchmesser reduzierten zylindrischen Werkstückbereichs bezeichnet, Abbildung 6.1. In der Abbildung sind die im Experiment beobachteten Einflussparameter auf die bezogene Innenweite  $w_i/D_0$  der Größe nach angegeben. Demnach wird die Innenweite  $w_i$  lediglich vom spezifischen Vorschub  $\kappa$  und der Vorschubrichtung  $f_d$  beeinflusst. Bei einem Reitstockeinsatz ist der Effekt der Vorschubrichtung nicht nachweisbar. In den überwiegenden Fällen überschreitet der Messwert den geforderten Sollwert. Eine Ausnahme kann lediglich beim Einsatz des Aluminiumwerkstoffs festgestellt werden.

Der vorangegangenen Prozessanalyse ist zu entnehmen, dass mit hohem spezifischen Vorschub  $\kappa$  eine Reduktion der Axialkraft  $F_z$  stattfindet, Kapitel 5.4.3. Folglich wird eine Werkstoffverdrängung in Vorschubrichtung reduziert und am Werkstück eine geringere Innenweite  $w_i$  einge-

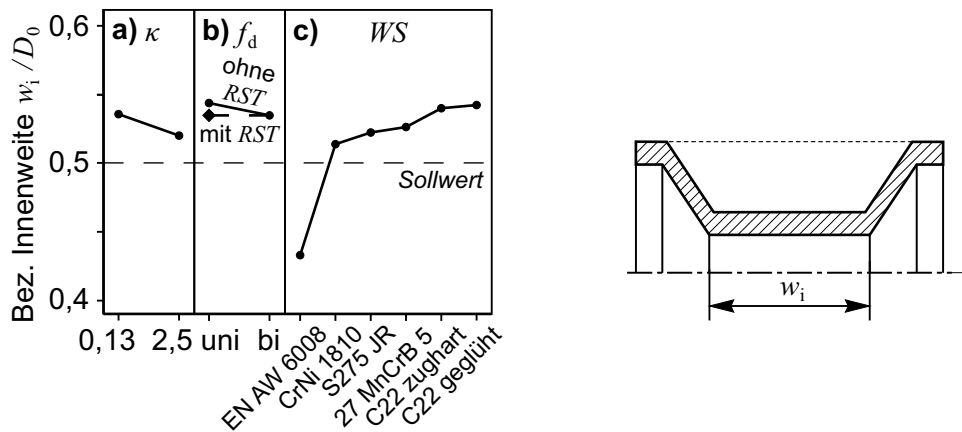


Abbildung 6.1: Einflussfaktoren auf die bezogene Innenweite  $w_i/D_0$

stellt. Die Unterschreitung des Sollwerts bei Werkstücken aus Aluminium ist auf die Anisotropie und den damit verbundenen erhöhten Stofffluss in Wandstärkenrichtung zurückzuführen. Eine weitere Diskussion dieser Beobachtung findet in Kapitel 6.3.1 statt.

Als Kriterium zur Prozessauslegung kann der Untersuchung entnommen werden:

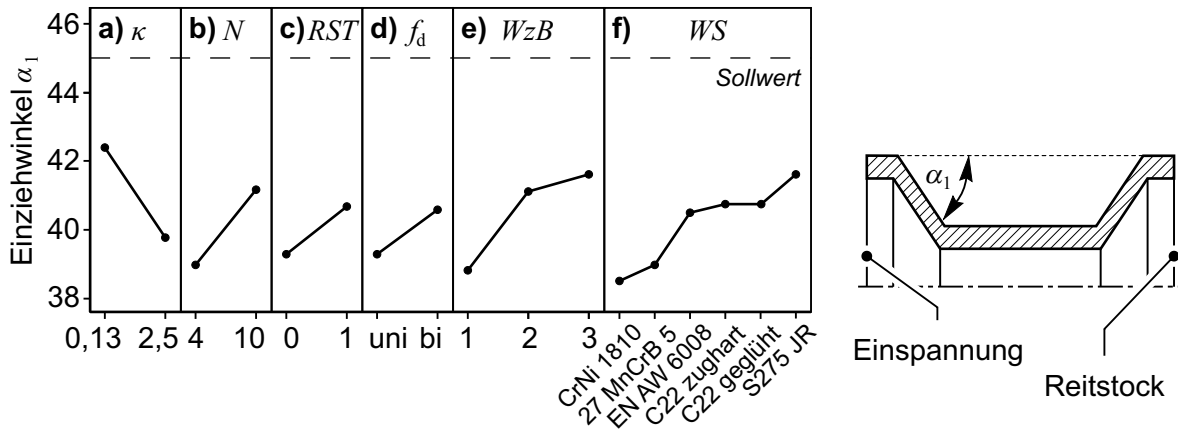
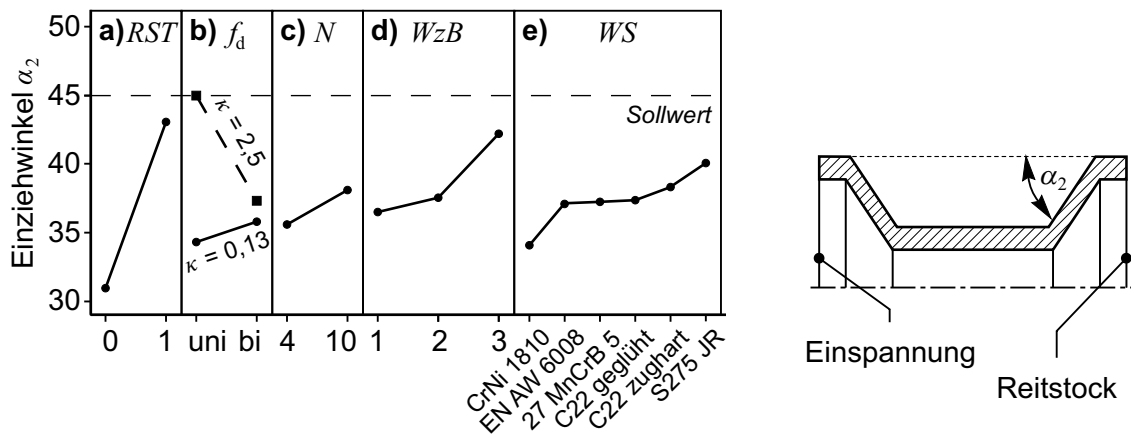
- Der Reitstock *RST* ist stets zu verwenden.
- Eine Anpassung der Innenweite  $w_i$  ist mithilfe des spezifischen Vorschubs  $\kappa$  möglich.
- Bei der Programmierung der Werkzeugbahn ist i.d.R. ein geringerer Betrag der Innenweite  $w_i$  als der tatsächlich geforderte Sollwert zu wählen.

### 6.1.2 Konuswinkel

Die experimentelle Untersuchung der Konuswinkel  $\alpha_1$  und  $\alpha_2$  ergibt zahlreiche Einflussfaktoren, welche in den Abbildungen 6.2 und 6.3 dargestellt sind. Als wichtigster Parameter ist der Reitstock *RST* hervorzuheben, der die Genauigkeitssteigerung beider Winkel bewirkt. Im Allgemeinen werden die geforderten Sollwinkel nicht erreicht, wobei am Winkel  $\alpha_2$  eine erhöhte Schwankungsbreite der Messwerte beobachtet wird. Durch Anwendung der Werkzeugbahn 3 (vgl. Abbildung 4.5) werden die größtmöglichen Einziehwinkel erzielt. Der geforderte Sollwert wird jedoch nicht erreicht. Mithilfe geringer spezifischer Vorschübe  $\kappa$  kann am Einziehwinkel  $\alpha_1$  eine Verbesserung der Genauigkeit erreicht werden. Beim Winkel  $\alpha_2$  ist der Einfluss des spezifischen Vorschubes  $\kappa$  nur bei einer unidirektionalen Werkzeugbewegung  $f_d$  nachweisbar.

Die Analyse der Ergebnisse bestätigt, dass die Abweichungen bei Verzicht auf einen Reitstock maßgeblich auf einen axialen Werkstofffluss zurückgeführt werden können. Dieser Effekt ist



Abbildung 6.2: Einflussfaktoren auf den Konuswinkel  $\alpha_1$ Abbildung 6.3: Einflussfaktoren auf den Konuswinkel  $\alpha_2$ 

insbesondere am Winkel  $\alpha_2$  erkennbar, bei dem die ansonsten eintretende Längenzunahme des Werkstücks zu einer besonders ausgeprägten Unterschreitung des Sollwertes führt. Zusätzlich erfolgt durch die fehlende Abstützung eine Auslenkung des Werkstücks aus der Rotationsachse, die weitere Unterschreitungen verursacht. Da nach Abbildung 5.16 bei Werkzeugbahn 3 die größte Umschlingung des Werkzeugs erreicht wird, besteht die höchste Tendenz zur Ausbildung größerer Winkel. Eine weitere Diskussion dieses Effekts findet in Kapitel 6.2.2 statt.

Zur Prozessauslegung sollten folgende Kriterien berücksichtigt werden:

- Ein Reitstockeinsatz  $RST$  ist unverzichtbar.
- Bei der Bahnplanung sind größere Winkel zu berücksichtigen als der geforderte Sollwert.
- Aufgrund der hohen Abweichungen ist eine Werkzeugbahn gemäß  $WzB 1$  nur bedingt geeignet.

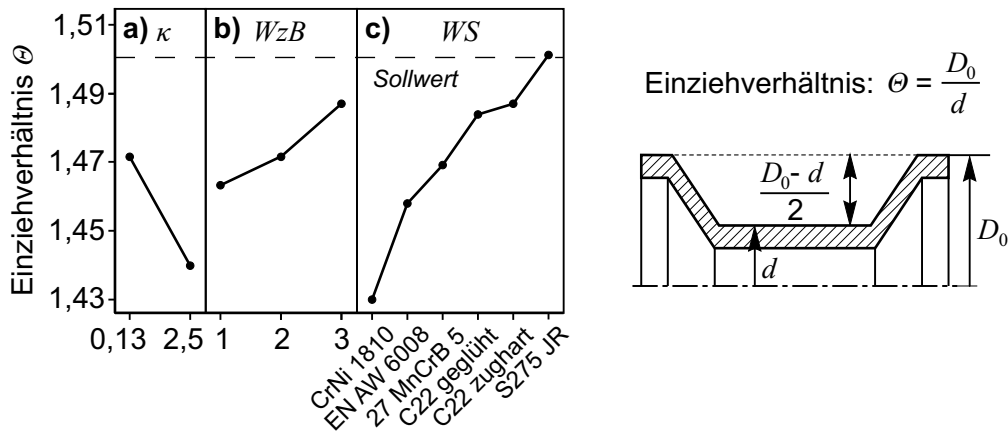


Abbildung 6.4: Einflussfaktoren auf das Einziehverhältnis  $\Theta$

- Mithilfe kleinerer spezifischer Vorschübe  $\kappa$ , einer bidirektionalen Werkzeugbewegung  $f_d$  wie auch einer hohen Stadienanzahl  $N$  wird eine homogenere Werkstoffverteilung und somit verbesserte Maßhaltigkeit erreicht.

### 6.1.3 Einziehverhältnis

Am Beispiel der untersuchten Werkstückgeometrie werden wesentliche Effekte auf das Einziehverhältnis  $\Theta = D_0/d$  nur durch Variation des Parameters  $\kappa$  beobachtet, Abbildung 6.4 a). Allerdings können weitere Änderungen mithilfe der Prozessführung erreicht werden, Abbildung 6.4 b). Zugleich ist der resultierende Betrag in hohem Maße vom verwendeten Werkstoff abhängig, Abbildung 6.4 c). Der geforderte Sollwert wird auch bei dieser Zielgröße nur in wenigen Fällen erreicht.

Die gesteigerte Maßhaltigkeit bei geringem spezifischen Vorschub  $\kappa$  ist erneut auf eine homogenere Werkstoffverteilung zurückzuführen. Die Ergebnisse in Kapitel 6.3.1 vorwegnehmend, ist als Erklärungsansatz ebenso eine geringere Welligkeit  $W_t$  der Werkstückoberfläche zu nennen, die bei einem geringeren spezifischen Vorschub  $\kappa$  erreicht wird. Dagegen ist der Einfluss der verwendeten Werkzeugbahnen nicht eindeutig zu begründen, da keine wesentlichen Unterschiede zwischen den einzelnen Werkzeugbahnen bei der Formgebung des zylindrischen Bereiches vorliegen. Inwiefern die Umformung der konischen Bereiche das Einziehverhältnis  $\Theta$  beeinflusst, ist mithilfe einer phänomenologischen Modellbildung nicht eindeutig zu klären. Ebenso verbleibt eine Begründung des Werkstoffeffekts ergebnisoffen. Allerdings sei dabei angemerkt, dass die Werkstoffe CrNi 1810 und EN AW-6008, verglichen mit den anderen Werkstoffen, eine höhere Wandstärke aufweisen, siehe Tabelle 4.3, sodass ein Einfluss der Halbzeugsteifigkeit  $D_0/s_0$  erwogen wird.

Folgende Randbedingungen sind zur Prozessauslegung zu verwenden:

- Es wird die Verwendung eines vergrößerten Einziehverhältnisses  $\Theta$  empfohlen, als es der geforderte theoretische Sollwert verlangt.
- Werkzeugbahn 1 ist vor dem Hintergrund der größten Abweichungen nur bedingt geeignet.
- Als einzige zu berücksichtigende Prozessgröße ist für den spezifischen Vorschub  $\kappa$  ein geringer Wert zu wählen.
- Die Werkstoffeignung ist individuell zu überprüfen.

#### 6.1.4 Fazit zur Maßhaltigkeit

Die Fertigungsgenauigkeit wird nicht nur durch Prozessparameter, sondern ebenfalls durch die Werkzeugbahn beeinflusst. Zur Erzielung einer hohen Maßhaltigkeit sind zusammenfassend folgende Randbedingungen zu berücksichtigen:

- Da die geforderten Sollwerte i.d.R. nicht erreicht werden, sind innerhalb der NC-Bahn-Programmierung größere Werte als die erforderlichen zu wählen.
- Zur Umgehung der Wechselwirkungen erweist sich der Einsatz des Reitstocks  $RST$  und die Wahl einer bidirektionalen Werkzeugbahn  $f_d$  als unverzichtbar.
- Gegensätzliche Optimierungsrichtungen werden beim spezifischen Vorschub  $\kappa$  beobachtet: Zur besseren Maßhaltigkeit verlangen das Einziehverhältnis  $\Theta$  und der Einziehungswinkel  $\alpha_1$  geringe Vorschubwerte. Die Innenweite  $w_i$  dagegen erfordert hohe Vorschubwerte.
- Werkzeugbahn 1 ist zur Herstellung von Werkstücken mit geringer Fertigungstoleranz nur bedingt geeignet.

## 6.2 Deformation der Bauteilgeometrie

In Kapitel 5.2 sind Methoden zur mathematischen Bestimmung der Werkstückgeometrie vorgestellt und verifiziert worden. Dabei wurden sowohl Werkstück als auch Formänderung als idealisiert angesehen. Aufgrund der geringen Werkzeugbindung werden beim inkrementellen Enge jedoch auch *lokale Abweichungen zur Idealform* identifiziert. Folglich sind beim Auftreten solcher Effekte geeignete *Gegenmaßnahmen* mithilfe der Prozessparameter einzuleiten.

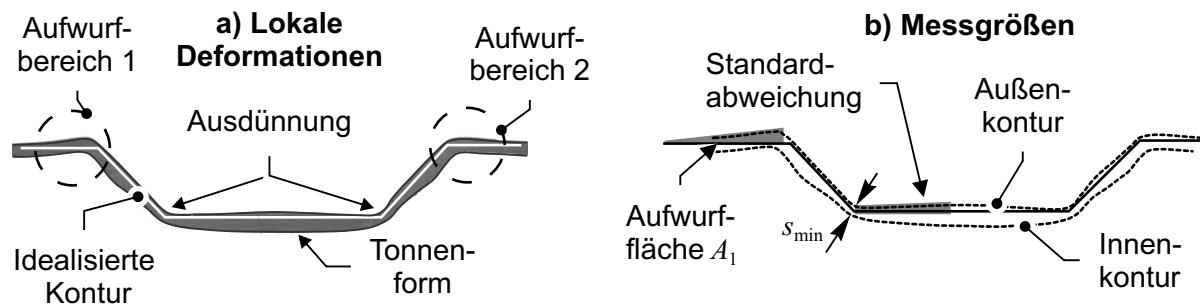


Abbildung 6.5: Lokale Werkstückdeformationen

Die nachfolgenden Untersuchungen sollen die Ableitung von entsprechenden Randbedingungen erlauben.

In Abbildung 6.5 sind die versuchsübergreifend festgestellten lokalen Effekte exemplarisch an einem Werkstück zusammenfassend dargestellt. Dabei weist die Wandstärke eine typische *Ausdünnung* am Übergang zwischen konischen und zylindrischen Werkstückbereichen auf. Innerhalb des zylindrischen Bereiches sind *tonnenförmige* Abweichungen von der Zylinderform zu verzeichnen. Zuletzt werden Deformationen des Werkstücks im Übergangsbereich zwischen eingeformtem Konus und nicht bearbeitetem Halbzeug beobachtet und im Folgenden mit dem Begriff *Aufwurf* bezeichnet. Neben der Messung der minimalen Wandstärke  $s_{min}$  wird zur Quantifizierung der Zylinderform die gemessene Werkstückkontur mithilfe der Standardabweichung  $\Delta x$  einzelner Messpunkte von der Idealform ausgewertet. Zur Auswertung eines Aufwurfs wird die eingeschlossene Fläche  $A_1$  bzw.  $A_2$  zwischen Kontur und Idealform miteinander verglichen, Abbildung 6.5 b). In den folgenden Kapiteln werden maßgebliche Einflussgrößen auf diese nicht beabsichtigten Deformationen vorgestellt und diskutiert.

### 6.2.1 Ausdünnung

An der in Abbildung 6.5 a) aufgeführten lokalen Ausdünnung sind mehrere Einflussfaktoren beteiligt. Abbildungen 6.6 a) - e) verdeutlichen einen Effekt des spezifischen Vorschubs  $\kappa$ , des Reitstocks  $RST$ , des Arbeitsradius  $\rho_w$  und vor allem der Arbeitszustellung  $\lambda$  auf die lokale Reduktion der Wandstärke  $(s_0 - s_{min})/s_0$ . Die lokale Ausdünnung ist beim Werkstoff 27 MnCrB 5 besonders ausgeprägt.

Kennzeichnendes Merkmal der lokalen Ausdünnung  $s_{min}$  ist die Position am Werkstück. Die Ausdünnung findet stets am Übergang zwischen konischem und zylindrischem Bauteilbereich statt. Ursächlich hierfür erscheint der Wechsel des Werkzeugpfades, wie in Abbildung 6.6 f) mit den Richtungen ① und ② gekennzeichnet. Damit ist eine grundlegende Änderung der



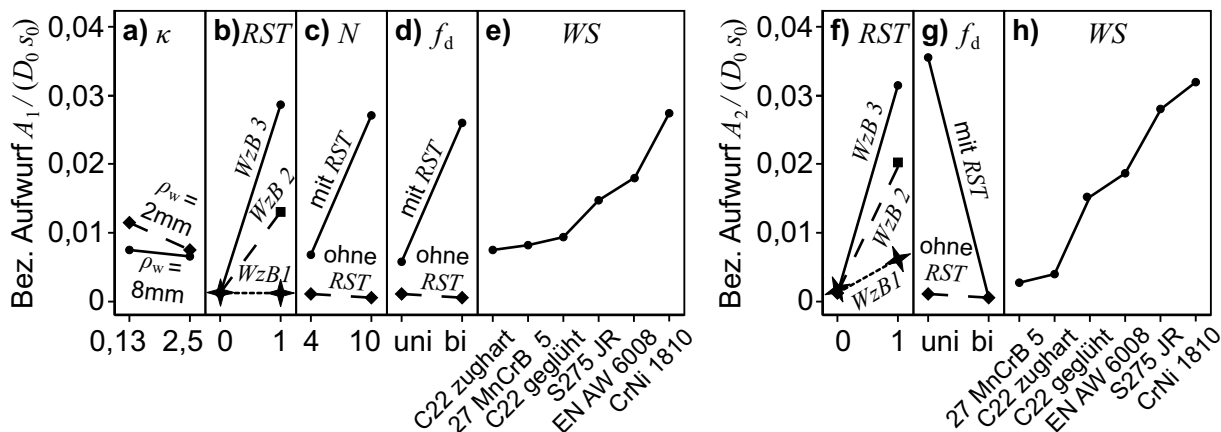


Abbildung 6.7: Einflussfaktoren auf den bezogenen Aufwurf: a) - e) an Einspannung  $A_1/(D_0 S_0)$ , f) - h) am Reistock  $A_2/(D_0 S_0)$

### 6.2.2 Werkstoffaufwurf

Der betrachtete Aufwurf ist in Abbildung 6.5 dargestellt. Anhand der Parameteranalyse in Abbildung 6.7 ist die Verwendung des Reitstocks als Hauptursache zur Ausbildung eines Aufwurfs zu erkennen. Eine weitere Beeinflussung ergibt sich als Wechselwirkung bei Verwendung unterschiedlicher Werkzeugbahnen und Vorschubrichtungen. Werkstoffe mit hoher Duktilität  $A$  und geringer Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  tendieren zur Ausbildung von Aufwürfen, Abbildung 6.7 e) und h).

Zur Entstehung der beobachteten Aufwürfe wird die begrenzte Steifigkeit der Werkstückgeometrie als maßgebliche Ursache angesehen. Eine Modellvorstellung der Aufwurfentstehung ist in Abbildung 6.8 illustriert. Die begrenzte Steifigkeit wird gedanklich durch Fließgelenke symbolisiert. Infolge einer erhöhten Werkzeugkraft  $F_{WZ,res}$  bzw. einer Erhöhung der axialen Kraftkomponente  $F_{WZ,z}$  wird die Überschreitung eines kritischen Biegemomentes  $M_{krit}$  eingeleitet. Die axiale Belastung führt zur Instabilität der Rohrwandung, sodass ein Stauchvorgang erfolgt. Da das Werkstück nicht abgestützt wird, wird sowohl der beschriebene Aufwurf erzeugt wie auch der Einziehwinkel  $\alpha$  erhöht. Diese Interpretation ist mit den Ergebnissen zum Einziehwinkel aus Kapitel 6.1.2 im Einklang.

Aus der Analyse der Umformkräfte in Kapitel 5.4.2 ist ein erhöhter Kraftbedarf  $F_{WZ,res}$  unter Reitstockeinsatz festzustellen, welcher die Aufwurfentstehung unterstützt. Der Einfluss verschiedener Werkzeugbahnen ist auf geänderte Kontaktsituationen zurückzuführen. Korrespondierend mit den Ergebnissen in Abbildung 6.7 b) wurde in Kapitel 5.1.5 in Abbildung 5.16 die größte Umschlingung der Drückwalze  $\gamma$  bei Werkzeugbahn 3 festgestellt. Gemäß den Untersuchungen in Kapitel 5.1.5 sind eine Verschiebung des Kraftangriffspunktes in Vorschubrichtung

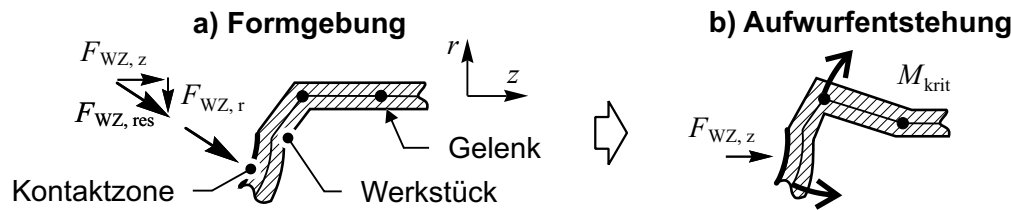


Abbildung 6.8: Deformation des Werkstücks zum Aufwurf

und somit eine erhöhte axiale Kraftkomponente  $F_{WZ,z}$  die Folgen. Bei einer unidirektionalen Werkzeugbahn ist der Aufwurf auf den gefährdeten Bereich 2 in Abbildung 6.5 begrenzt, jedoch dann besonders ausgeprägt. Mithilfe einer bidirektionalen Werkzeugbahn erfolgt eine Reduktion des Niveaus. Allerdings ist dann ebenso eine Aufwurfentstehung im Bereich 1 wahrscheinlich.

Aus der Untersuchung lassen sich folgende Informationen ableiten:

- Werkzeugbahn 3 ist nur bedingt geeignet.
- Es sind bidirektionale Werkzeugbahnen  $f_d$  zu verwenden.
- Die Möglichkeit einer Umformung ohne Reitstock  $RST$  ist zu überprüfen. Alternativ kann mithilfe hoher spezifischer Vorschübe  $\kappa$  und großer Arbeitsradien  $\rho_w$  der Effekt des Reitstocks nahezu vollständig kompensiert werden.

### 6.2.3 Tonnenbildung

In Abbildung 6.9 werden die nennenswerten Einflussfaktoren auf die Ausbildung einer Tonnenform (s. Abbildung 6.5) aufgezeigt. Der Einsatz des Reitstocks  $RST$  und eine unidirektionale Bewegungsrichtung  $f_d$  des Werkzeugs verstärken demnach die unerwünschte Deformation. Den experimentellen Ergebnissen ist zu entnehmen, dass insbesondere Werkstoffe mit hoher Fließspannung zur Tonnenform neigen.

Infolge der Analyse des Spannungszustandes in Kapitel 5.3 wird ein Druckspannungszustand vor der Drückwalze beobachtet. Dabei ist davon auszugehen, dass die Erhöhung des Fließwiderstandes in axialer Richtung infolge des Reitstockeinsatzes zu einer Erhöhung des Druckspannungsniveaus führt. Demnach wird hierdurch eine Werkstoffverdrängung in radialer Richtung begünstigt, sodass die Ausbildung einer Tonnenform eingeleitet wird. Dabei ist ein selbstverstärkender Effekt zu beobachten. Ist eine Tonnenform einmal ausgebildet, führt eine Fortsetzung der Umformung innerhalb weiterer Stadien zu einer progressiven Zunahme.

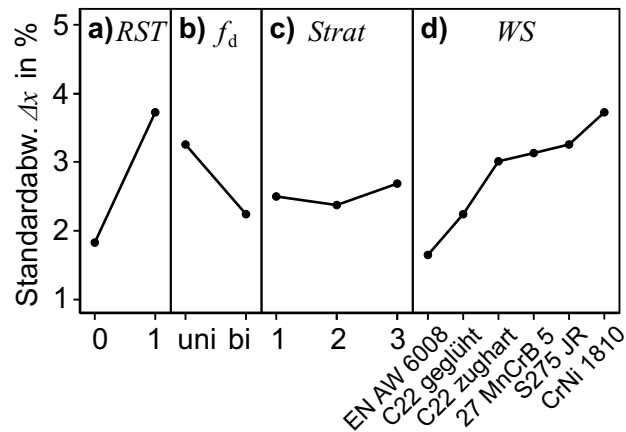


Abbildung 6.9: Einflussfaktoren auf die Tonnenbildung

Die Untersuchung liefert demnach folgende Information:

- Mithilfe einer bidirektionalen Werkzeugstrategie  $f_d$  kann die Zunahme der Tonnenform infolge der Reitstocknutzung  $RST$  nahezu vollständig kompensiert werden.

#### 6.2.4 Fazit zum Themengebiet unerwünschter Deformationen

Die Deformation des Werkstücks wird maßgeblich durch den Fließwiderstand bestimmt. Aufgrund der geringen Werkzeugbindung ist eine gezielte Einstellung nur in passiver Weise mithilfe von Prozessparametern und der Werkzeugbahn möglich. Zusammenfassend betrachtet können aus der Analyse unerwünschter Werkstückdeformationen folgende Informationen abgeleitet werden:

- Die Deformationen werden maßgeblich durch die Verwendung des Reitstocks  $RST$  verstärkt bzw. erst ermöglicht. Ein Verzicht auf den Reitstock ist jedoch ausgeschlossen, s. Kapitel 6.1.4.
- Die Kompensation der lokalen Effekte kann mithilfe weiterer Prozessparameter realisiert werden. Dazu sind insbesondere eine bidirektionale Vorschubrichtung  $f_d$ , ein hoher spezifischer Vorschub  $\kappa$  und große Arbeitsradien  $\rho_w$  zu verwenden.
- Aufgrund der überproportionalen Verstärkung eines Aufwurfs ist Werkzeugbahn 3 nur bedingt geeignet.



## 6.3 Oberflächenbeschaffenheit

In vielen technischen Anwendungen entscheidet die Oberflächenqualität über die Einsatzfähigkeit der gefertigten Werkstücke. Beim inkrementellen Engen wird eine prozessspezifische *Welligkeit* der Oberfläche beobachtet, welche im folgenden Kapitel zunächst untersucht wird. Des Weiteren wird auf eine mögliche *Verfärbung* der Werkstücke wie auch auf *Werkstoffablösungen* an der Oberfläche eingegangen.

### 6.3.1 Welligkeit

Beim inkrementellen Engen ist die Erzeugung eines Rillenprofils auf der Werkstückoberfläche verfahrensbedingt unvermeidbar. Durch den lokal begrenzten Werkzeugeingriff und die umlaufende und zugleich axial bewegte Umformzone entsteht eine Helix, deren Geometrie mithilfe von Prozessgrößen charakterisiert und folglich auch beeinflusst werden kann. In Abbildung 6.10 a) ist ein solches Helixmuster anhand eines gefertigten Bauteils dargestellt. Eine schematische Darstellung in Abbildung 6.10 b) zeigt die Abhängigkeit der Helixform vom Vorschubverhältnis  $f$  und vom Bauteildurchmesser  $d$ . Somit ist eine Bestimmung des Steigungswinkels  $\psi_h$  durch Gl. (6.1) möglich, sofern eine Längenänderung des Bauteils ausgeschlossen werden kann.

$$\psi_H = \arctan\left(\frac{f}{d}\right) \quad (6.1)$$

Ferner ist zu berücksichtigen, dass innerhalb nicht zylindrischer Bauteilbereiche eine kontinuierliche Änderung des Steigungswinkels stattfindet, da der Durchmesser  $d$  hier variiert.

### Querschnittsprofil

Wesentlicher für die Charakterisierung der Bauteilbeschaffenheit ist jedoch die erzeugte Rillenkantur im Bauteilquerschnitt, Abbildung 6.10 c). Durch die Übertragung der Werkzeugkontur auf das Werkstück wird das Oberflächenprofil durch den Arbeitsradius  $\rho_w$ , das Vorschubverhältnis  $f$  sowie die radiale Zustellung des Werkzeuges  $i$  beeinflusst. Diese prinzipielle Beeinflussung ist als unabhängig von der gewählten Vorschubrichtung zu betrachten. Bei Verwendung moderner CNC-Technologie wird die Werkzeuggeschwindigkeit entlang einer programmierten Bahn konstant gehalten, wodurch der Abstand zwischen zwei Werkstückumdrehungen entlang der Bahn prinzipiell bestehen bleibt und weiterhin durch das Vorschubverhältnis  $f$  charakterisiert wird, Abbildung 6.10 d). Wie bereits in Kapitel 2.5.3 angedeutet, eignet sich aufgrund des periodischen Charakters des entstehenden Oberflächenprofils vielmehr die Kenngröße der Welligkeit  $W_t$  zur Beschreibung desselben anstelle von Rauheitskenngrößen.

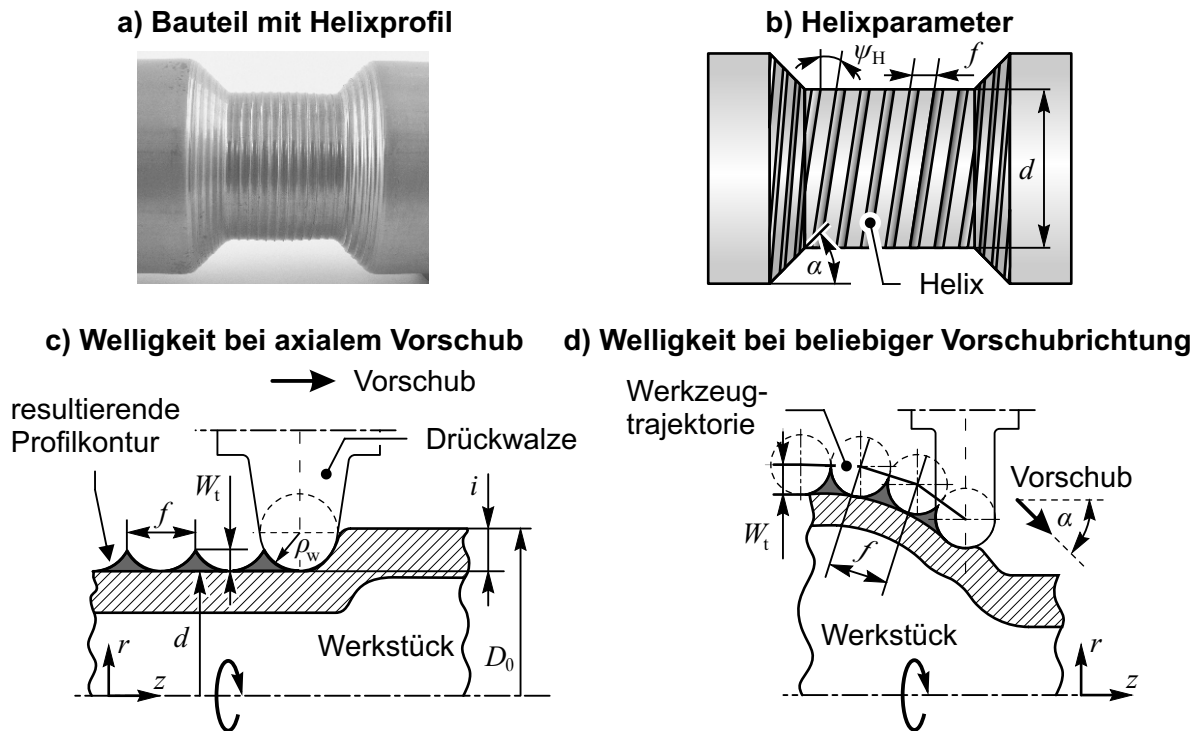


Abbildung 6.10: Resultierendes Oberflächenprofil beim inkrementellen Engen

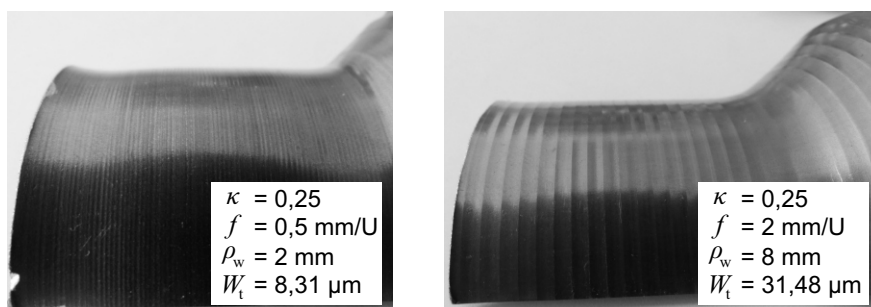
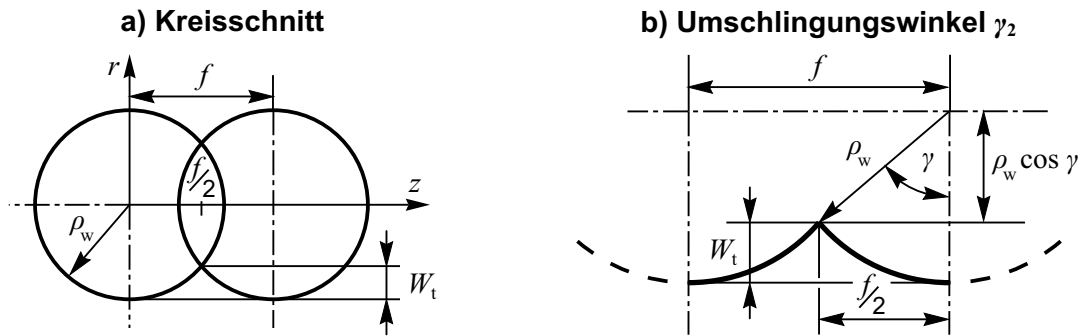


Abbildung 6.11: Vergleich resultierender Oberflächenprofile bei konstantem  $\kappa = 0,25$

## Modellbildung

Beim Drückwalzen gehört die Gl. (2.9) zur analytischen Beschreibung des erzeugten Wellenprofils zum derzeitigen Kenntnisstand. Hierzu ergänzend bietet sich in Analogie zum Kapitel 5.1 die Verwendung der bezogenen Größe  $\kappa = f/\rho_w$  an, um eine skalierbare Beschreibung des erzeugten Oberflächenprofils zu ermöglichen. Demnach haben die in Abbildung 6.11 gezeigten Oberflächenprofile trotz unterschiedlicher Welligkeitskennwerte  $W_t$  vergleichbare Charakteristiken. Im Folgenden wird die Anwendbarkeit der nunmehr erweiterten Gl. (2.9) auf das Engen ohne Dorn untersucht. Weiterhin findet erstmals eine Beschreibung des Gültigkeitsbereiches statt.

Abbildung 6.12: Analytische Bestimmung der Welligkeit  $W_t$ 

Wie in Abbildung 6.12 a) dargestellt, basiert die Modellierung des Oberflächenprofils auf der geometrischen Verschneidung zweier Kreise, wobei ausschließlich eine rein axiale Werkzeugverschiebung bei zylindrischer Halbzeuggeometrie betrachtet wird. Die Kreiskonturen geben den Zustandsunterschied des Werkstücks bei Verwendung einer abgerundeten Drückrolle nach einer Werkstückumdrehung an. Die Kreiskoordinaten ergeben sich wie folgt:

$$\text{Ausgangszustand : } z^2 + r^2 = \rho_w^2 \quad (6.2)$$

$$\text{Zustand nach einer Werkstückumdrehung : } (z + f)^2 + r^2 = \rho_w^2 \quad (6.3)$$

Da die Verschneidung beider Kreise im Punkt  $z = f/2$  erfolgt, führt ein Auflösen des Schnittpunktes nach  $r$  zu Gl. (6.4).

$$r(z = f/2) = \sqrt{\rho_w^2 - \frac{f^2}{4}} \quad (6.4)$$

Die Bestimmung der Welligkeit  $W_t$  erfolgt anhand Gl. (6.5) bzw. als bezogene Größe durch Gl. (6.6).

$$W_t = \rho_w - r = \rho_w - \sqrt{\rho_w^2 - \frac{f^2}{4}} \quad (6.5)$$

$$\Leftrightarrow \frac{W_t}{\rho_w} = 1 - \sqrt{1 - \frac{\kappa^2}{4}} \quad (6.6)$$

In Anlehnung an die Approximation in [123] durch BOSCH (s. Gl. (2.10)) kann eine Vereinfachung zu Gl. (6.7) durchgeführt werden. Diese basiert auf einer Reihenentwicklung der Wurzelfunktion, bei der nur das erste Reihenglied berücksichtigt wird.

$$\frac{W_t}{\rho_w} \approx \frac{\kappa^2}{8} \quad | \text{ In Anlehnung an BOSCH} \quad (6.7)$$

Alternativ ist eine weitere Bestimmung der Welligkeit  $W_t$  über den Umschlingungswinkel  $\gamma_2$  möglich, Gl. (6.8) - Gl. (6.10).

$$W_t = \rho_w (1 - \cos \gamma_2) \quad (6.8)$$

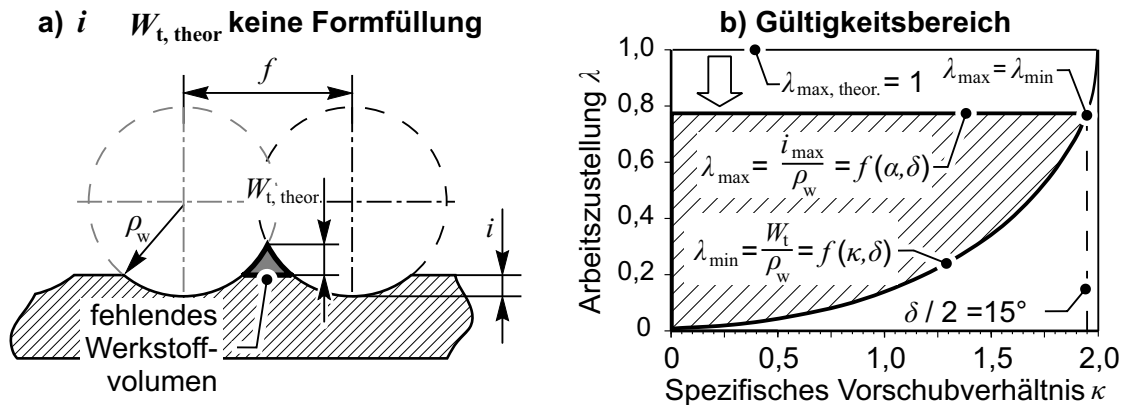


Abbildung 6.13: Gültigkeitsbereich von Gl. (6.6) und Gl. (10)

$$\gamma_2 = \arcsin \left( \frac{f}{2\rho_w} \right) = \arcsin \left( \frac{\kappa}{2} \right) \quad (6.9)$$

$$\Rightarrow \boxed{\frac{W_t}{\rho_w} = 1 - \cos \left( \arcsin \left( \frac{\kappa}{2} \right) \right)} \quad (6.10)$$

Die geometrischen Zusammenhänge sind in Abbildung 6.12 b) dargestellt. Der Umschlingungswinkel  $\gamma_2$  berechnet sich aus der Kontaktlänge zwischen Werkzeug und Werkstück hinter dem Werkzeugscheitel, Gl. (6.9).

### Zulässiger Parameterbereich

Die Anwendbarkeit von Gl. (6.6) und Gl. (6.7) bzw. alternativ Gl. (6.10) unterliegt prozessspezifischen Randbedingungen. Gemäß der Definition der Prozessgröße  $\kappa$  in Kapitel 5.1.5 ist anhand der Abbildung 5.12 das größtmögliche spezifische Vorschubverhältnis auf einen Betrag von  $\kappa_{max} = 2$  begrenzt. Ebenso ist bei gegebenem  $\kappa$  eine Mindestzustellung  $\lambda_{min} = i/\rho_w$  zur Gewährleistung einer vollständigen Ausformung bzw. Vermeidung von Interferenzmustern aus vorangegangenen Umformstadien erforderlich, siehe Abbildung 6.13 a). Diese entspricht der berechneten Welligkeit  $W_t/\rho_w$  aus Gl. (6.6). Vereinfachend wird zunächst angenommen, dass eine weitere Zustellung  $\lambda > \lambda_{min}$  keine Änderung des resultierenden Oberflächenprofils hervorruft. Die maximale Arbeitszustellung  $\lambda_{max}$  unterliegt der Randbedingung des Schulterwinkels  $\delta$  und des Einziehwinkels  $\alpha$ . Eine detaillierte Betrachtung hierzu wurde bereits in Kapitel 5.1.5 durchgeführt. Der Gültigkeitsbereich lässt sich mithilfe der Abbildung 6.13 b) visualisieren. Der Wert der maximalen Zustellung  $i_{max}$  bzw.  $\lambda_{max}$  ist konstant, wobei Winkel  $\alpha, \delta > 0^\circ$  zu einer Reduktion des theoretischen Betrages  $\lambda_{max,theor.} = 1$  führen. Bei genügend großen Werten für  $\kappa$  fallen die minimal notwendige und die maximal mögliche Zustellung zu einem Wert zusammen,  $\lambda_{min} = \lambda_{max}$ .

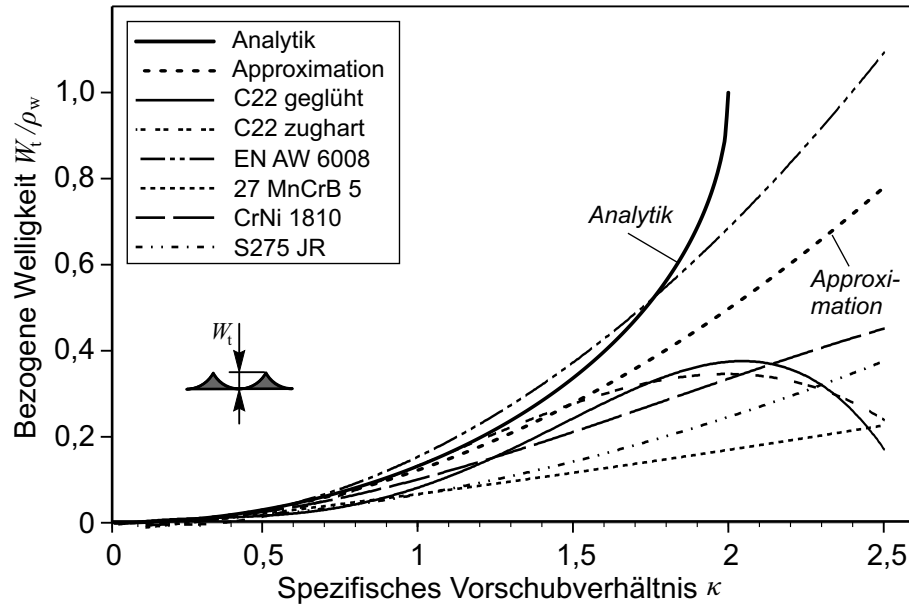


Abbildung 6.14: Auswertung der bezogenen Oberflächenwelligkeit  $W_t/\rho_w$

### Experimentelle Verifikation

Ein Vergleich der werkstoffspezifischen Messwerte mit der analytischen Berechnung ist der Abbildung 6.14 zu entnehmen. Dabei liefern sowohl der analytische Ansatz als auch die Approximation nach BOSCH bis zu einem Wertebereich von  $\kappa < 1,3$  nahezu identische Ergebnisse. Bis zu einem Wertebereich von  $\kappa \leq 1$  wird insgesamt eine ausreichend gute Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment festgestellt. Eine besonders gute Übereinstimmung mit Gl. (6.6) zeigt der Werkstoff EN AW-6008. Diese trifft nahezu über den gesamten Wertebereich von  $\kappa$  zu. Die größten Abweichungen werden für die Werkstoffe S275 JR und 27 MnCrB 5 festgestellt. Diese Darstellung bestätigt den Einfluss kleiner Anisotropiewerte zur Ausformung hoher Welligkeiten  $W_t$ , wie er insbesondere für Aluminium zutrifft. Auffällig erscheint die Abnahme der Welligkeit bei Überschreitung des Grenzwertes von  $\kappa_{max} = 2$  für den Werkstoff C22. Dieser Effekt wird auf die nicht plastifizierten Werkstückbereiche bei solch hohen Vorschubwerten zurückgeführt, sodass ein hoher Fließwiderstand in Richtung der Wandstärke entsteht, der der Ausformung des Wellenprofils entgegenwirkt.

Eine zusammenfassende Gegenüberstellung der theoretischen Betrachtung mit den experimentellen Ergebnissen ist in Abbildung 6.15 dargestellt. Hieraus wird deutlich, dass insbesondere bei großen Beträgen von  $\kappa$  eine hohe Streuung der Messwerte zu verzeichnen ist. Dies ist auf das unterschiedliche Verhalten der verwendeten Werkstoffe bei großen Vorschüben  $\kappa$  zurückzuführen. Die approximierte Welligkeitsbestimmung nach Gl. (2.10) liefert dabei eine obere

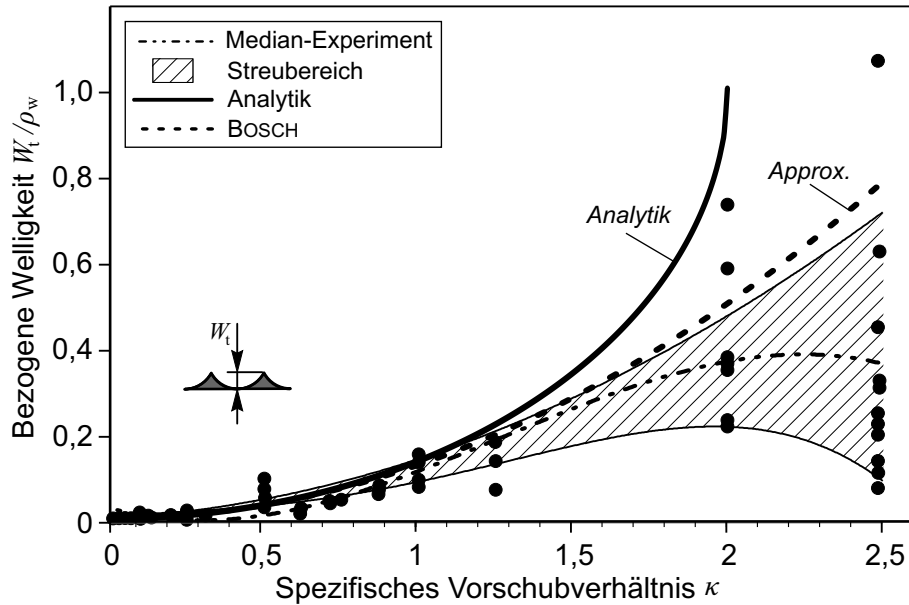


Abbildung 6.15: Streubereich der experimentellen Verifikation

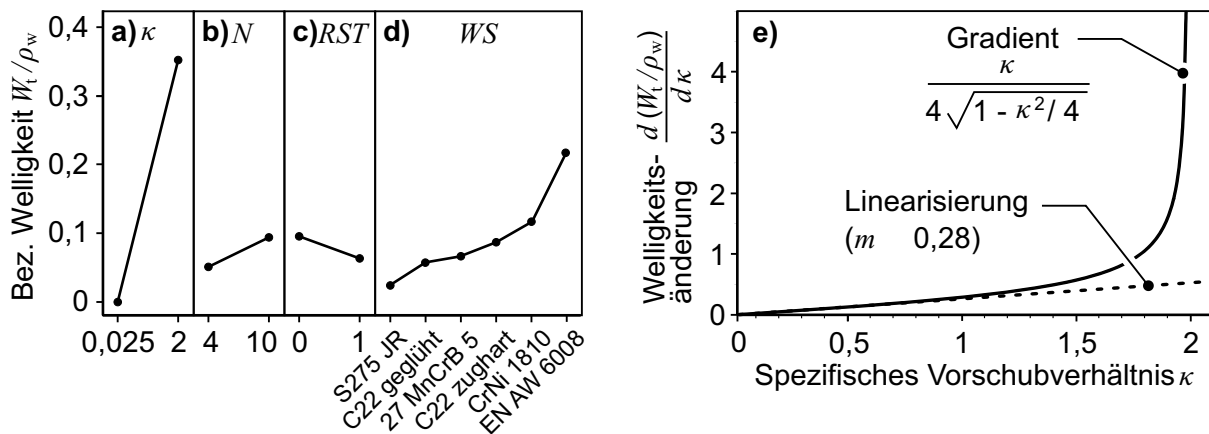


Abbildung 6.16: Oberflächenwelligkeit  $W_t/\rho_w$  a) - d) Haupteffekte e) Optimierung

Abschätzung der Messwerte. Im Durchschnitt wird eine Überschätzung der spezifischen Welligkeit  $W_t/\rho_w$  von etwa 30 % festgestellt.

Die statistische Auswertung der experimentell gemessenen Welligkeitskennwerte  $W_t/\rho_w$  ist in Abbildung 6.16 dargestellt. Die Vernachlässigung der Anzahl an Umformstadien  $N$  für einen Wertebereich  $\lambda_{min} \geq W_t/\rho_w$  wird als nahezu vernachlässigbar bestätigt, Abbildung 6.16 b). Ebenso ist eine Vernachlässigung des Reistockeffekts  $RST$  vertretbar. Unterschiede beim verwendeten Werkstoff sind der Größe nach in Abbildung 6.16 d) dargestellt.

## Optimierung

Die Optimierung eines gegebenen Oberflächenprofils ohne die Notwendigkeit der FormelAuswertung kann auf grafischem Wege mithilfe der Abbildung 6.16 b) durchgeführt werden. Der Funktionsgraph beschreibt die Änderung der bezogenen Welligkeit  $\Delta W_t/\rho_w$  über  $\kappa$  nach Gl. (6.11). Diese Beziehung lässt sich durch Ableitung der Gl. (6.6) ermitteln.

$$\frac{d(W_t/\rho_w)}{d\kappa} = \frac{\kappa}{4\sqrt{1 - \kappa^2/4}} \quad (6.11)$$

Hieraus ist erkennbar, dass bis zu einem Wert von  $\kappa \approx 1,3$  von einer linearen Abhängigkeit ausgegangen werden kann, Gl. (6.12).

$$\frac{\Delta(W_t/\rho_w)}{\Delta\kappa} \approx 0,28 \quad | \text{ gilt für } \kappa \lesssim 1,3 \quad (6.12)$$

Für größere Werte ist der Verlauf stark progressiv. Hierbei bewirken bereits geringfügige Änderungen von  $\kappa$  eine starke Zunahme der bezogenen Welligkeit  $W_t/\rho_w$ .

## Fazit zur Welligkeitsanalyse

Die Analyse der Oberflächenwelligkeit ergibt folgende Resultate:

- Die Eignung der theoretischen Modellierung zur Vorhersage der Oberflächenwelligkeit  $W_t$  kann für das inkrementelle Engen bestätigt werden. Dabei erweist sich Gl. (6.6) insbesondere für den untersuchten Aluminiumwerkstoff als zutreffend. Bei Stahlwerkstoffen ist die Approximation nach Gl. (6.7) vorzuziehen.
- Die theoretischen Beziehungen stellen i.d.R. eine obere Grenze für die zu erwartende Welligkeit dar.
- Da für den Fall  $\lambda_{min} \geq W_t/\rho_w$  nur ein geringer Effekt der Zustellung  $\lambda$  auf die resultierende Welligkeit identifiziert werden kann, ist aus Gründen der Wirtschaftlichkeit eine möglichst große Zustellung zur Reduktion der Anzahl an Umformstadien  $N$  zu erwägen.
- Zur Einstellung der Oberflächenwelligkeit kann für einen Parameterbereich  $\kappa \lesssim 1,3$  vereinfachend Gl. (6.12) verwendet werden.
- Der aufgezeigte Gültigkeitsbereich der Modellierung ist im Einklang mit den Gültigkeitsbereichen der analytischen Beziehungen in Kapitel 5.

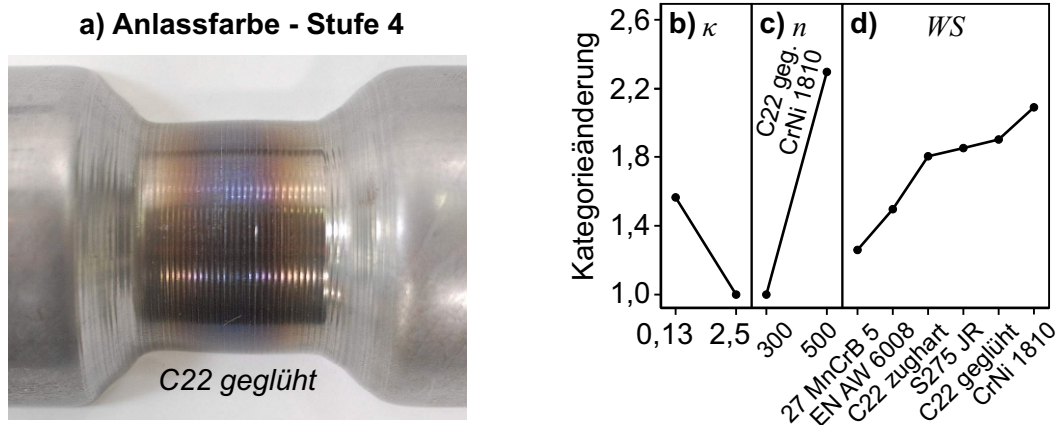


Abbildung 6.17: Anlassfarben: Signifikante Parameter

### 6.3.2 Werkstückverfärbung

Das Verfärben eines Werkstücks während der Umformung ist ein Indiz für eine erhöhte Umformtemperatur. I.d.R. gilt es diesen Effekt im Rahmen der Fertigung auszuschließen. Mit Ausnahme des Werkstoffs EN AW-6008 werden im Rahmen der experimentellen Untersuchungen jedoch bei allen Stahlwerkstoffen verfärbte Bauteile beobachtet. Zur Auswertung dieses Effekts werden verfärbte Werkstücke mithilfe von Intensitätsstufen charakterisiert. Dabei bedeutet die Stufe 1 keinerlei Verfärbung. Stufe 5 beschreibt das Niveau der intensivsten Verfärbung. Exemplarisch ist die Intensitätsstufe 4 in Abbildung 6.17 a) dargestellt. Die Abbildungen 6.17 b) - d) vermitteln einen Eindruck über beteiligte Prozessparameter an der Entstehung einer Werkstückverfärbung. Hierbei erweisen sich der spezifische Vorschub  $\kappa$  und die Spindeldrehzahl  $n$  als bestimmende Größen. Die Formgebung mit geringen Vorschüben und hohen Drehzahlen führen demnach zur Verfärbung der Werkstücke. Eine Verfärbung ist bei den Werkstoffen CrNi 1810 und C22 in geglühtem Zustand am wahrscheinlichsten, Abbildung 6.17 d).

Die vorliegende Verfärbung der Werkstücke wird als Effekt analog zum Anlassen von Stählen interpretiert. Zur Entstehung von Anlassfarben ist ein erhöhtes Temperaturniveau unter Berücksichtigung einer Haltezeit erforderlich. Beim vorliegenden Umformvorgang wird eine Temperaturerhöhung infolge einer hohen Spindeldrehzahl  $n$  realisiert. Geringe Vorschübe  $\kappa$  bewirken eine Haltezeit, da die Umformzone und somit der Bereich der Temperaturerhöhung nur langsam entlang der Werkstückkontur verschoben wird. Die Deutung der beobachteten Anlassfarben lässt auf ein Temperaturniveau von etwa 300°C bei der verwendeten Intensitätsstufe 5 schließen.

Als Gegenmaßnahme zur Entstehung von Anlassfarben eignet sich demnach folgender Prozessparameter:



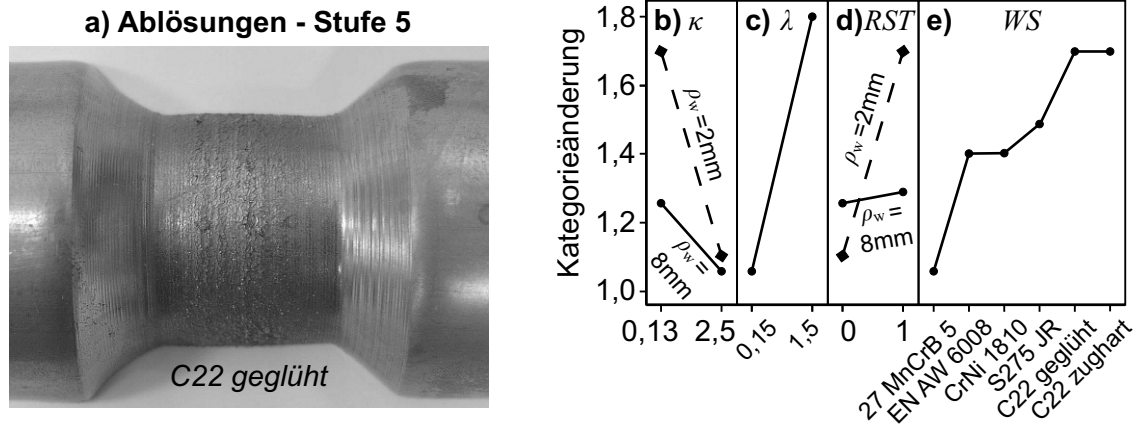


Abbildung 6.18: Ablösungen: Signifikante Parameter

- Erhöhung des Vorschubs  $\kappa$  bzw.  $f$ .

Eine weitere Untersuchung der Umformtemperatur wird in Kapitel 6.4.1 durchgeführt.

### 6.3.3 Werkstoffablösungen

Ablösungen des Werkstoffs an der Werkstückoberfläche sind Hinweise für eine einsetzende Werkstoffermüdung. Beim inkrementellen Engen sind Ablösungen eine Folgeerscheinung der zyklischen Umformung in mehreren sequenziellen Umformstadien. Eine Quantifizierung dieser Zielgröße erfolgt erneut durch Anwendung von Intensitätsstufen, wobei Stufe 1 keinerlei und Stufe 5 größtmögliche Ablösungen kennzeichnet. Abbildung 6.18 a) veranschaulicht beispielhaft die Intensitätsstufe 5. Anhand der Ergebnisse in Abbildung 6.18 b) - e) sind oberflächliche Ablösungen bei geringem spezifischen Vorschub  $\kappa$ , erhöhten Zustellungen  $\lambda$ , kleinen Arbeitsradien  $\rho_w$  und bei Verwendung des Reitstocks  $RST$  zu erwarten.

Die Interpretation der Effekte verdeutlicht, dass infolge hoher Zustellungen  $\lambda$  die Umlenkung des Werkstoffs durch Anlegen an die Drückwalzenkontur verstärkt wird. Folglich wird die Wechselbelastung des Werkstoffs erhöht und führt zur beschriebenen Werkstoffermüdung. Geringe Vorschübe  $\kappa$  erhöhen die Anzahl zyklischer Beanspruchungen, sodass auch hierdurch ein vorzeitiges Ermüden zu verzeichnen ist. Wie bereits in Kapitel 5.4.2 angemerkt, wird infolge eines Reitstockeinsatzes die Umformkraft erhöht, da durch Unterdrückung der Längenzunahme des Werkstücks der Fließwiderstand in axialer Richtung erhöht wird. Hierdurch wird der Werkstoff zusätzlich beansprucht. Im Rahmen einer Wechselwirkung wird der Effekt besonders bei kleinen Arbeitsradien  $\rho_w$  deutlich.

Als Maßnahme zur Vermeidung oberflächlicher Werkstoffablösungen eignen sich anhand der durchgeführten Untersuchung folgende Möglichkeiten:

- Verwendung hoher spezifischer Vorschübe  $\kappa$  und großer Arbeitsradien  $\rho_w$ .
- Notwendigkeit des Reitstocks  $RST$  ist zu überprüfen. Alternativ kann der Effekt mithilfe großer Arbeitsradien  $\rho_w$  deutlich minimiert werden.
- Reduktion der Arbeitszustellung  $\lambda$ . Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass dadurch die notwendige Prozesszeit erhöht wird.

### 6.3.4 Fazit zur Oberflächenbeschaffenheit

Beim inkrementellen Engen sind hohe Werkstückqualitäten erzielbar. Zusammenfassend ist die Auslegung der Oberflächenbeschaffenheit mithilfe folgender Randbedingungen möglich:

- Zur Einstellung der Oberflächenwelligkeit  $W_t$  eignen sich analytische Beschreibungen gemäß Gl. (6.6), Gl. (6.7) und Gl. (6.12). Eine Zustellung  $\lambda > \lambda_{min}$  hat keine Auswirkungen auf die resultierende Welligkeit  $W_t$ .
- Mithilfe kleiner spezifischer Vorschübe  $\kappa$  werden geringe Welligkeiten  $W_t$  erreicht, Ablösungen der Werkstückoberfläche und die Wahrscheinlichkeit einer Werkstückverfärbung sind jedoch erhöht.
- Der Reitstockeinsatz  $RST$  trägt zur Entstehung von Anlassfarben und Ablösungen entscheidend bei. Aufgrund einer Wechselwirkung zwischen  $\kappa$  und  $\rho_w$  ist jedoch eine Kompensation der Ablösungen und Anlassfarben durch Verwendung großer Arbeitsradien  $\rho_w$  möglich.
- Ablösungen können durch geringe Zustellungen  $\lambda$  vermieden werden, wodurch jedoch die Prozesszeit erhöht wird.

## 6.4 Physikalische Größen

Abschließend wird detaillierter auf physikalische Bauteileigenschaften beim inkrementellen Engen eingegangen. Hierzu werden die Themengebiete *Temperaturzunahme*, *Verfestigung*, *Eigenstressungen* und *Faserverlauf* behandelt.

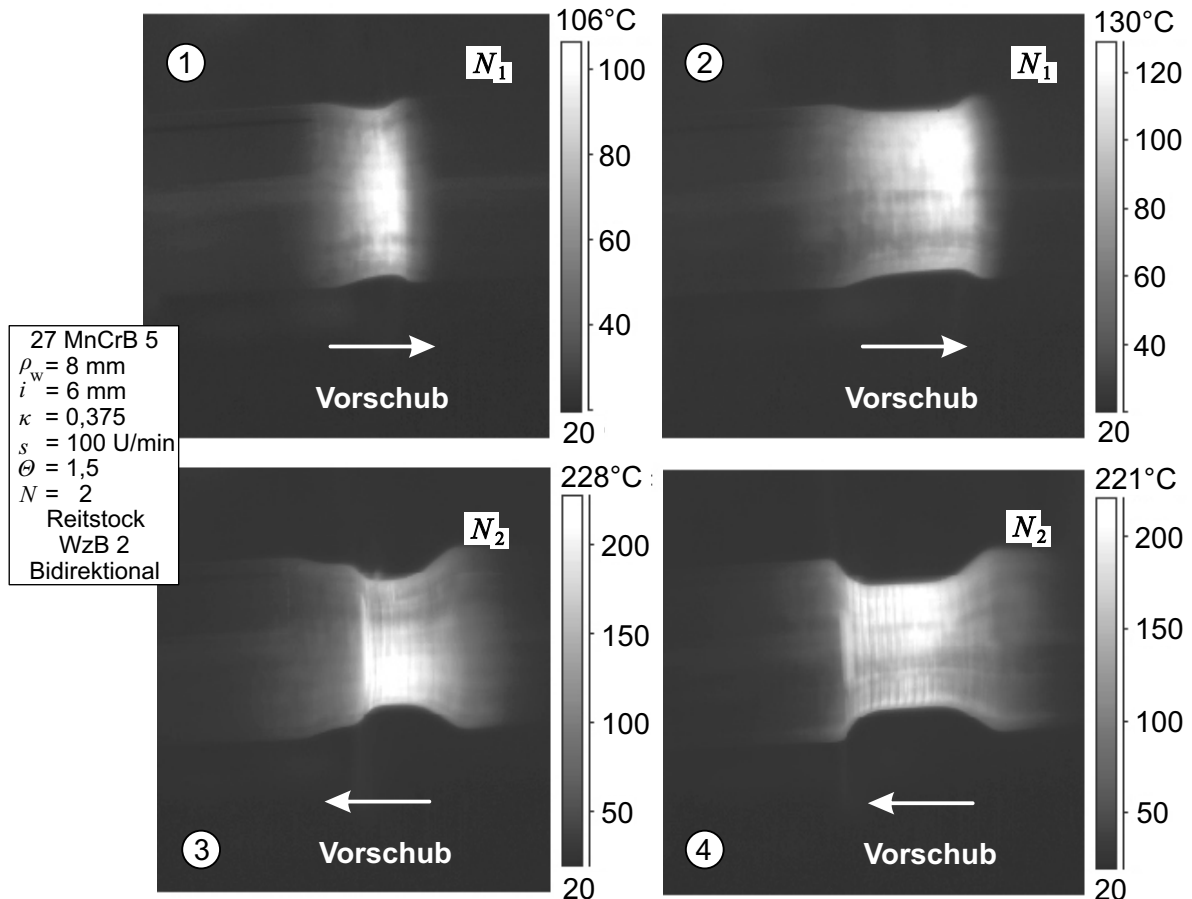
### 6.4.1 Temperatur

Die Entstehung hoher Umformtemperaturen ist eine bekannte Prozessgrenze beim Drückwalzen, da die resultierende Umformwärme die erreichbare Vorschubgeschwindigkeit und somit die minimal erforderliche Prozesszeit begrenzt. Zum inkrementellen Engen liegen keine vergleichbaren Informationen vor. Anhand einer experimentellen Untersuchung soll im Sinne einer Grenzwertbetrachtung ein qualitativer Eindruck über vorliegende Maximaltemperaturen erzielt werden.

Bei den experimentellen Untersuchungen wird weiterhin auf eine Werkstückkühlung verzichtet. Es werden drei unterschiedliche Prozessauslegungen betrachtet, bei denen hohe Umformtemperaturen erwartet werden. Aufgrund der im Vergleich höchsten Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  werden die Untersuchungen ausschließlich mithilfe des Werkstoffs 27 MnCrB 5 durchgeführt. In einem ersten Fall wird die geforderte Bauteilgeometrie aus Kapitel 4.2 unter Verwendung einer vergleichsweise großen Zustellung von  $\lambda = 0,75$  pro Umformstadium  $N_i$  ausgeformt. Der Umformvorgang ist somit nach zwei Umformstadien abgeschlossen. Das Ergebnis der Temperaturanalyse sowie alle weiteren Parameter sind in Abbildung 6.19 dargestellt. Das Werkstück wird bei der Formgebung lokal deutlich erwärmt, sodass am Ende des ersten Umformstadiums eine Temperatur von über  $100^\circ\text{C}$  erreicht wird. Innerhalb des zweiten Umformstadiums erfolgt eine weitere Temperaturerhöhung auf über  $200^\circ\text{C}$ . Durch die vergleichsweise kurze Prozesszeit ist die Werkstückerwärmung auf die umgeformte Zone beschränkt.

Innerhalb einer zweiten Grenzwertuntersuchung wird ein möglichst großes Einziehverhältnis  $\Theta_{max}$  angestrebt. Das Werkstück wird dazu innerhalb von  $N = 15$  Umformstadien auf ein gemessenes Einziehverhältnis von  $\Theta = 2,8$  reduziert. Die entsprechende Temperaturentwicklung wird in Abbildung 6.20 aufgezeigt. Dabei wird eine geringfügig höhere Erwärmung des Werkstücks als im vorangegangenen Fall beobachtet. Der Zustand zum Zeitpunkt  $N_6$  kann näherungsweise mit dem finalen Messergebnis in Abbildung 6.19 verglichen werden. Bei einer weiteren Durchmesserreduktion innerhalb weiterer Umformstadien erwärmt sich das Werkstück auf ca.  $200^\circ\text{C}$ .

Im dritten analysierten Fall erfolgt eine Erhöhung der Spindeldrehzahl auf  $n = 1000$  U/min bei gleichbleibendem Vorschubverhältnis von  $f = 3$ . Die Ausformung des Werkstücks ist dementsprechend innerhalb einer Zeitdauer von lediglich  $t \approx 10$  s abgeschlossen. Die Temperaturerhöhung des Werkstücks ist in Abbildung 6.21 illustriert. Ab dem fünften Umformstadium werden dabei Temperaturen von  $T \approx 300^\circ\text{C}$  erreicht. Eine weitere Umformung innerhalb der beiden darauffolgenden Stadien führt zu keinerlei weiterer Temperaturzunahme.

Abbildung 6.19: Temperaturentwicklung bei großer Zustellung  $\lambda$ 

Zusammengefasst werden bei der durchgeführten Prozessanalyse im Sinne maximaler Formänderungen Umformtemperaturen zwischen  $200^{\circ}\text{C}$  und  $300^{\circ}\text{C}$  beobachtet. Die größte Temperaturzunahme wird bei hohen Spindeldrehzahlen  $n$  beobachtet, wobei die erzielte Temperatur für den gewählten Werkstoff nicht als grenzwertig einzustufen ist. Die Erhöhung der Temperatur infolge einer erhöhten Arbeitszustellung  $\lambda$  erweist sich ebenso als unkritisch. Gestützt wird diese Aussage durch die Untersuchungsergebnisse in Kapitel 6.3.2, wobei weitere Einflussgrößen auf die Temperaturerhöhung deutlich werden. Beim Vergleich der Ergebnisse sollten Temperaturen von  $T > 300^{\circ}\text{C}$  bei den Werkstoffen C22 oder CrNi 1810 allerdings vermieden werden. Auf entsprechende Gegenmaßnahmen ist bereits in Kapitel 6.3.2 eingegangen worden.

Aus der Untersuchung der Umformtemperatur ergeben sich demnach folgende Aussagen, wobei zu berücksichtigen ist, dass die hier getroffenen Aussagen nur für den untersuchten Werkstoff in den angegebenen Dimensionen gelten:

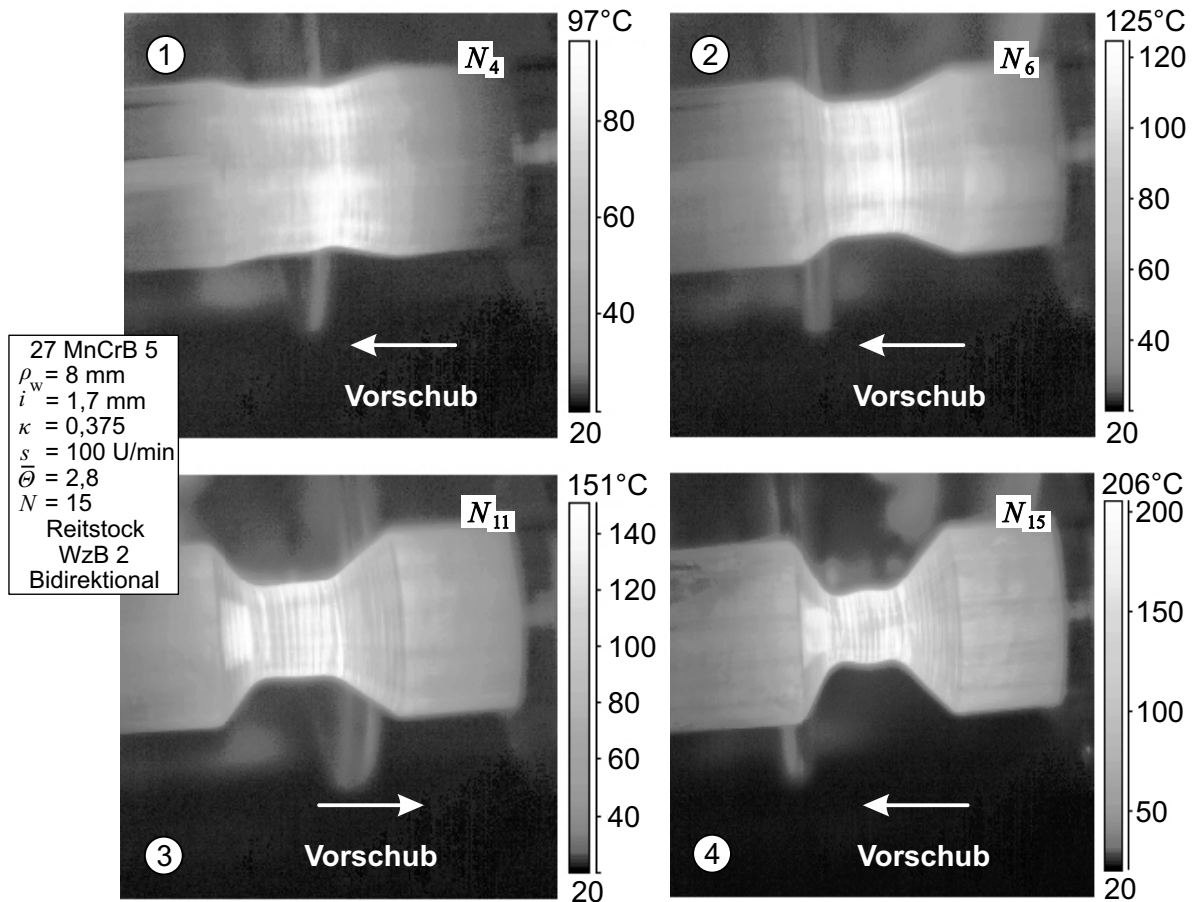
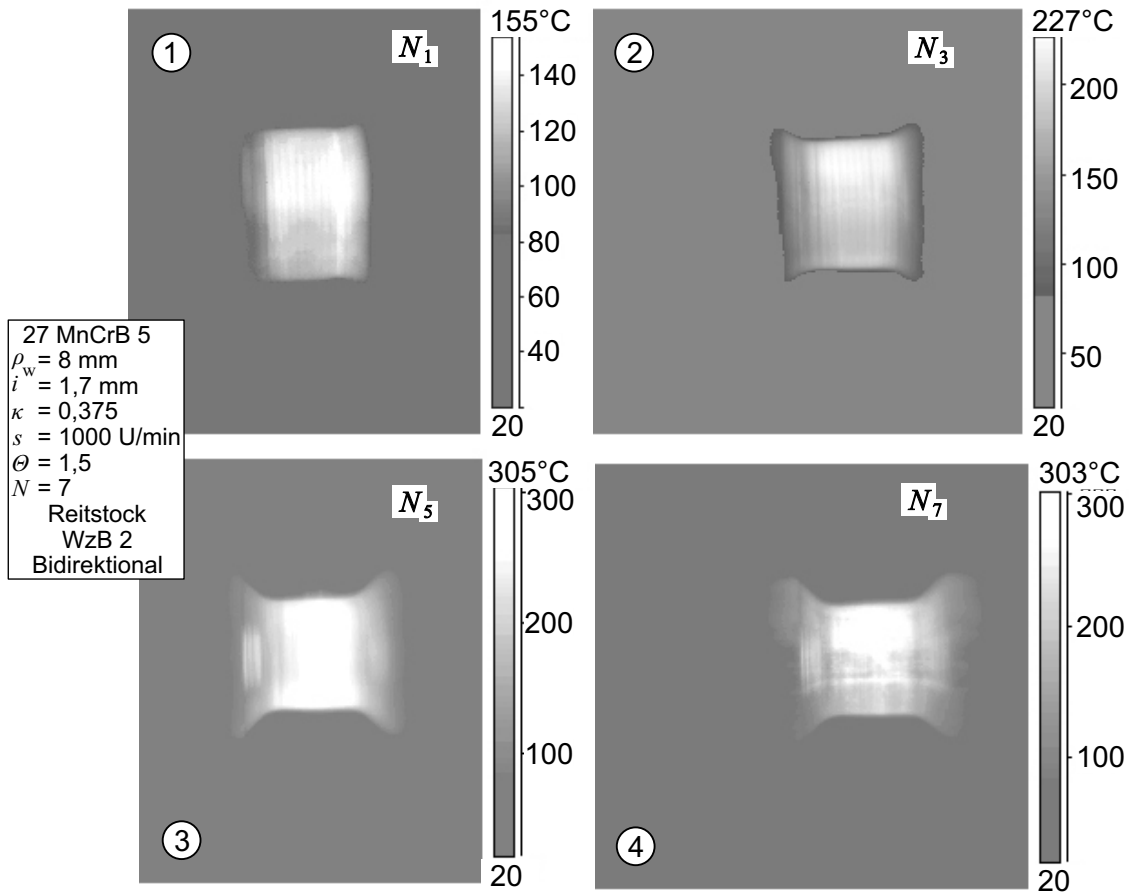


Abbildung 6.20: Temperaturentwicklung bei großem Einziehverhältnis  $\Theta_{max}$

- Die gemessenen Temperaturen liegen unterhalb der bekannten Umformtemperaturen beim Drückwalzen, sodass beim inkrementellen Engen von einem Verzicht auf eine Werkstückkühlung ausgegangen werden kann.
- Die mit  $t \approx 10$  s erzielte geringe Prozesszeit übertrifft bislang dokumentierte Aussagen deutlich.
- Auch beim hochfesten Werkstoff 27 MnCrB5 kann ein hohes Einziehverhältnis von  $\Theta \approx 2,8$  erzielt werden.

### 6.4.2 Kaltverfestigung

Beim inkrementellen Engen ist bereits von einer Erhöhung der Festigkeit berichtet worden, s. Kapitel 2.5.4. Mithilfe nachfolgender Untersuchung werden die in der Literatur bereits dokumentierten Einflussgrößen auf die Härteänderung um weitere Größen vervollständigt.

Abbildung 6.21: Temperaturentwicklung bei hohen Spindeldrehzahlen  $n$ 

Bei den experimentellen Untersuchungen erfolgt eine Auswertung der Härte nach Vickers HV3. Die unterschiedlichen Messpositionen an der Werkstückoberfläche sind in Abbildung 6.22 a) dargestellt. Das Ergebnis der statistischen Auswertung liefern die Abbildungen 6.22 b) - d). Grundsätzlich wird eine Korrelation der hier festgestellten Effekte zur Entstehung von oberflächennahen Ablösungen beobachtet, Kapitel 6.3.3. Demnach bewirken eine hohe Arbeitszustellung  $\lambda$ , der Reitstockeinsatz  $RST$  sowie kleine Arbeitsradien  $\rho_w$  eine Härtezunahme  $\Delta HV$ . Unterschiede sind bei den verwendeten Werkstoffen festzustellen, Abbildung 6.22 d). Demnach liegt eine überproportionale Verfestigung beim Werkstoff CrNi 1810 vor. Eine Stagnation bzw. eine Entfestigung wird bei den Werkstoffen 27 MnCrB 5 und C22 in zughartem Zustand beobachtet.

Analog zur Deutung in Kapitel 6.3.3 nimmt bei Vergrößerung der Zustellung  $\lambda$  und bei kleineren Arbeitsradien  $\rho_w$  die Verfestigung durch die lokal hohe Formänderung zu. Da den Werkstoffen 27 MnCrB 5 und C22 zughart bereits im unverformten Zustand eine hohe Anfangsfließspannung bzw. Oberflächenhärte zugrunde liegt, ist eine weitere Festigkeitssteigerung durch den

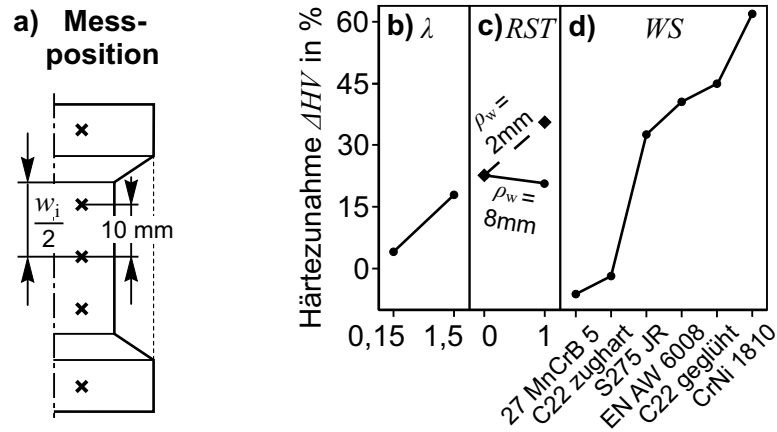


Abbildung 6.22: Analyse der Oberflächenhärte HV3

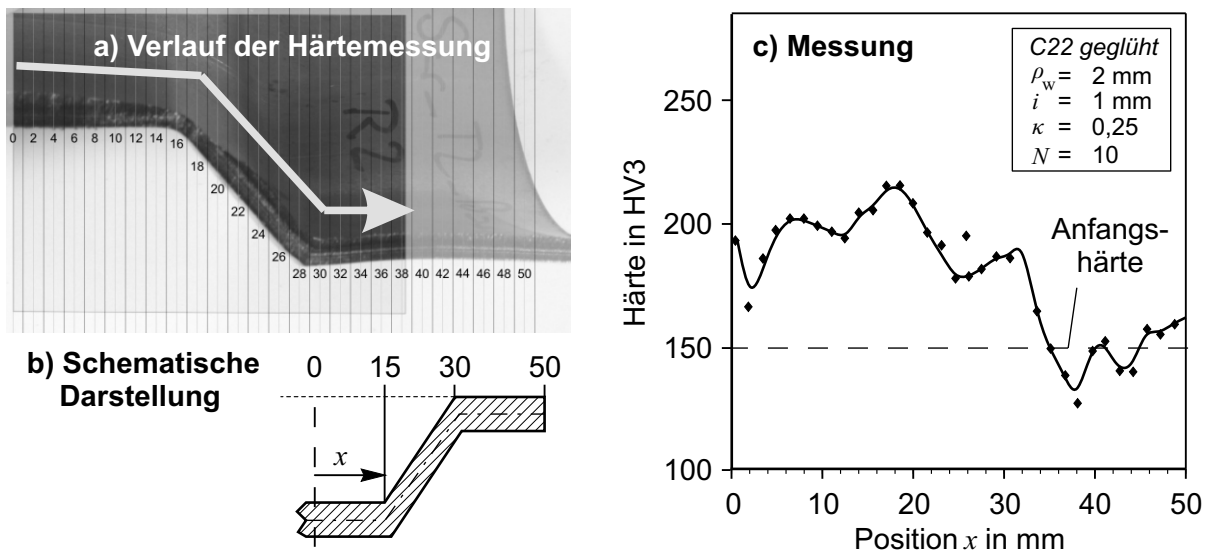


Abbildung 6.23: Verlauf der Oberflächenhärte

Umformvorgang nicht mehr möglich. Teilweise ist eine Entfestigung von bis zu 10% zu beobachten. Ein Vergleich der Ergebnisse mit den Fließkurven in Abbildung 4.6 verdeutlicht, dass anhand der Fließkurvencharakteristik qualitativ die Härteänderung prognostiziert wird.

Ergänzend zur Messung der Oberflächenhärte ist in Abbildung 6.23 exemplarisch eine Mikrohärtmessung entlang der Werkstückmittelfaser aufgeführt. Demnach sind keine Unterschiede zwischen dem konischen und dem zylindrischen Werkstückbereich erkennbar. Ein Vergleich der Messwerte mit denen auf der Werkstückoberfläche verdeutlicht, dass die Härtezunahme nicht nur auf oberflächennahe Werkstückbereiche begrenzt ist. Allerdings sind die Messwerte mit einer hohen Schwankungsbreite behaftet, welche im Allgemeinen den Messverfahren zur Härtebestimmung zugrunde liegt.

Aus der Untersuchung zur resultierenden Werkstückfestigkeit können zusammenfassend folgende Informationen zum inkrementellen Engen abgeleitet werden:

- Die zu erwartende Härteänderung kann mithilfe des Verlaufs der Fließkurve qualitativ vorhergesagt werden. Eine gewünschte Härteentwicklung kann folglich zur Werkstoffauswahl verwendet werden.
- Werkstoffe mit hoher Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  und geringer Duktilität  $A$  zeigen nur eine geringfügige Festigkeitssteigerung bzw. sogar eine Entfestigung. Der Effekt ist jedoch nicht wie beim Drückwalzen mit hohen Umformtemperaturen zu begründen.
- Eine Steigerung der Oberflächenhärte ist hauptsächlich mithilfe hoher Arbeitszustellungen  $\lambda$  und kleiner Arbeitsradien  $\rho_w$  möglich.

### 6.4.3 Faserverlauf

Für das Drückwalzen ist die Ausbildung eines wellenförmigen Faserverlaufs beschrieben worden [48], welcher bei unsachgemäßer Prozesseinstellung Risse im Inneren des Werkstücks hervorrufen kann. Durch die Verwandtschaft des hier betrachteten Prozesses mit dem Drückwalzen sind folglich vergleichbare Erscheinungen denkbar. Nachfolgende Gefügeuntersuchungen der betrachteten Werkstoffe sollen den Einfluss einzelner Prozessparameter auf den resultierenden Faserverlauf wiedergeben.

Für die Werkstoffe 27 MnCrB 5, C 22 in zughartem und geglühtem Zustand sowie für den austenitischen Edelstahl CrNi 1810 wurde der Faserverlauf des umgeformten Werkstückquerschnitts durch Ätzung mithilfe Salpeter- bzw. Adlersäure präpariert. Eine beispielhafte Gegenüberstellung des umgeformten Werkstoffs mit dem Gefügestand der verwendeten Halbzeuge ist der Abbildung 6.24 zu entnehmen. Das Ergebnis verdeutlicht, dass auch beim inkrementellen Engen ein wellenförmiger Faserverlauf erwartet werden kann. Zur Untersuchung des Effekts einzelner Prozessparameter auf die Faserstruktur wird als vergleichende Zielgröße die Faserwelligkeit  $h_f$  definiert, Abbildung 6.24 g). Diese Größe beschreibt den Höhenunterschied zwischen einem Wellenberg und einem Wellental einer mikroskopisch sichtbaren Gefügefaser.

Der untersuchte Stahlwerkstoff S275 JR und der Aluminiumwerkstoff EN AW-6008 zeigen aufgrund der Gefügestruktur keinen mit dieser Methode auswertbaren Faserverlauf und werden daher bei der folgenden Auswertung nicht berücksichtigt. Dennoch ist auch hier eine durch den Umformprozess verzerrte Kornstruktur zu erkennen, Abbildung 6.25. Eine Änderung der Korngröße wird bei keinem der untersuchten Werkstoffe beobachtet.



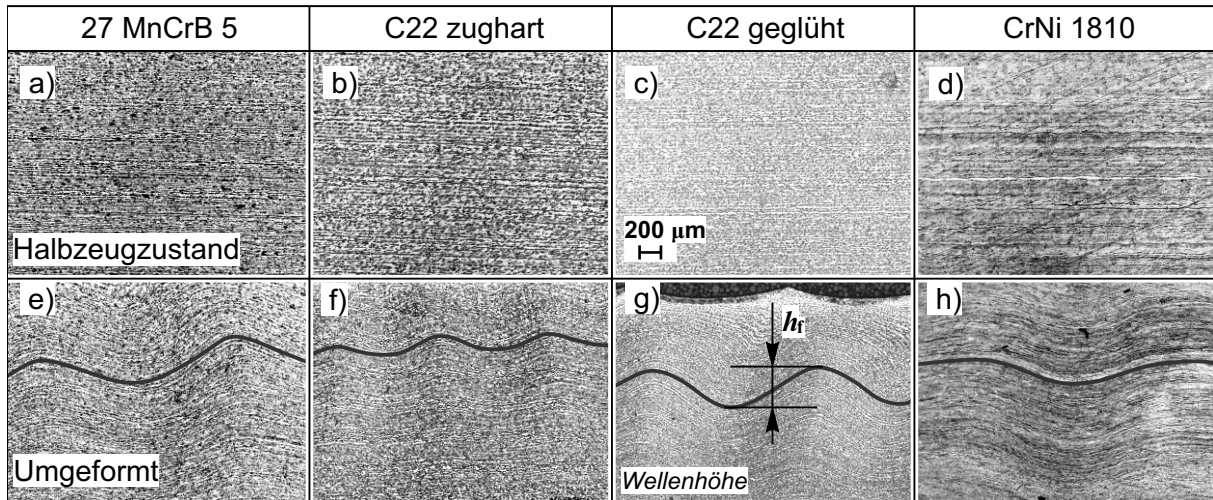


Abbildung 6.24: Faserverlauf: a) - d) Halbzeugzustand, e) - h) nach Umformung

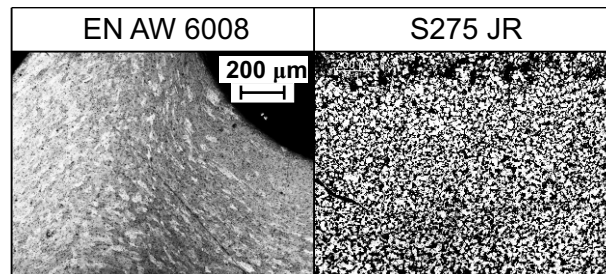


Abbildung 6.25: Gefügestruktur: a) EN AW-6008 b) S275 JR

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung sind in Abbildung 6.26 zusammengefasst. Hierbei zeigt sich zunächst eine unterschiedliche Sensitivität der untersuchten Werkstoffe auf die resultierende Wellenhöhe  $h_f$ . Verglichen mit den aufgezeichneten Fließkurven in Abbildung 4.6, besteht eine Korrelation der Faserwelligkeit  $h_f$  mit den Werkstoffkennwerten Fließspannung  $k_f$  und Bruchdehnung  $A$ . Eine geringe Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  sowie eine hohe Duktilität begünstigen demnach die Ausbildung eines wellenförmigen Faserverlaufs. Dabei ist aus dem Vergleich der Faserwelligkeit  $h_f$  unterschiedlicher Werkstoffe eine umgekehrte Proportionalität zu deren Fließspannung  $k_f$  erkennbar, Gl. (6.13).

$$\frac{k_{f,1}}{k_{f,2}} \sim \frac{h_{f,2}}{h_{f,1}} \quad (6.13)$$

Als signifikanter Prozessparameter kann der spezifische Vorschub  $\kappa$  entnommen werden, Abbildung 6.26 a). Ein hoher Vorschub  $\kappa$  führt in der Regel zu einer ausgeprägten Faserwelligkeit  $h_f$ . Hierbei ist eine Wechselwirkung mit dem gewählten Arbeitsradius  $\rho_w$  erkennbar. Eine deutliche Reduktion der Wellenhöhe ist durch die Verwendung großer Arbeitsradien  $\rho_w$  möglich. Dieses Phänomen wird auf das höhere Spannungsniveau im Werkstück

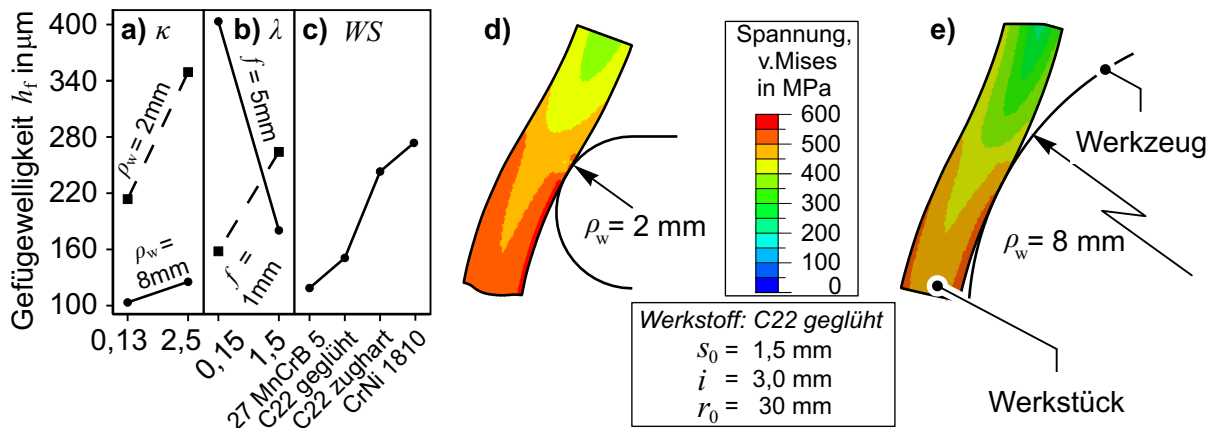


Abbildung 6.26: a) - c) Haupteffekte Faserwelligkeit  $h_f$  d) - e) Spannung nach v. Mises

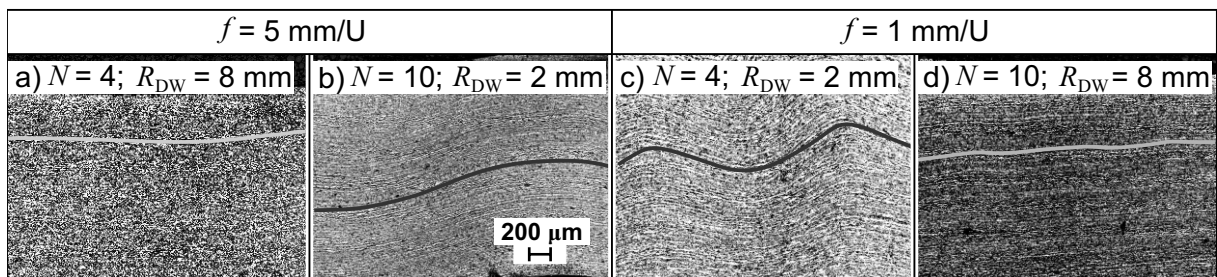


Abbildung 6.27: Experimentelle Verifikation der Haupteffekte und Wechselwirkungen

bei kleinen Arbeitsradien  $\rho_w$  zurückgeführt, Abbildung 6.26 d) - e). Durch die erhöhte Plastifizierung der Wandstärke kann die Kontur des formgebenden Werkzeugs verstärkt auf den Faserverlauf übertragen werden. Eine Prozessführung mit geringen Beträgen für  $\kappa$  führt in der Regel zu kleineren Wellenhöhen  $h_f$ , jedoch wird der resultierende Betrag deutlich vom gewählten Arbeitsradius  $\rho_w$  beeinflusst. Als weitere Prozessgröße ist die Arbeitszustellung  $\lambda$  signifikant, wobei eine weitere Wechselwirkung zu berücksichtigen ist, Abbildung 6.26 b). Bei einer geringen Zustellung  $\lambda$  und geringen Vorschubverhältnissen  $f$  wird eine geringe Wellenhöhe  $h_f$  erreicht. Werden hohe Vorschubverhältnisse verwendet, sind große Zustellungen  $\lambda$  notwendig, um die Welligkeit  $h_f$  zu reduzieren.

Die Gegenüberstellung in Abbildung 6.27 verdeutlicht die beschriebenen Effekte anhand experimenteller Ergebnisse. Der Einsatz möglichst großer Arbeitsradien  $\rho_w$  zur Erzielung eines gleichmäßigen Faserverlaufs mit einer geringen Wellenhöhe  $h_f$  kann daraus als Grundvoraussetzung entnommen werden. Weiterhin ist bei großen Vorschüben  $f$  eine große Werkzeugzustellung  $\lambda$  bzw. eine kleine Anzahl an Umformstadien  $N$  zu verwenden. Geringe Vorschubwerte bedürfen entsprechend kleiner Zustellungen bzw. einer hohen Anzahl an Umformstadien  $N$  innerhalb eines Umformstadiums.

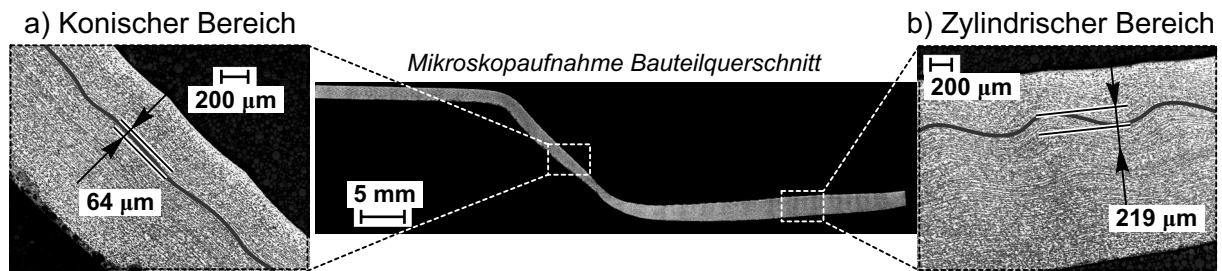


Abbildung 6.28: Exemplarischer Faserverlauf des konischen und zylindrischen Bauteilbereichs

Als nächster Untersuchungspunkt wird der resultierende Faserverlauf zwischen einem konischen und einem zylindrischen Bauteilbereich verglichen. Abbildung 6.28 verdeutlicht exemplarisch den allgemein festgestellten Unterschied. Während der zylindrische Bauteilbereich von einer ausgeprägten Faserwelligkeit dominiert wird, ist die Faserstruktur im konischen Bereich deutlich gestreckt. Der Betrag der gemessenen Faserwelligkeit  $h_f$  ist demnach im konischen Bereich niedriger. Das Ergebnis ist mithilfe des in Kapitel 5.2.3 beschriebenen Modells zur Formänderung interpretierbar. Hierbei findet in konischen Bauteilbereichen neben einer Kompression auch eine Streckung des Werkstücks als Umformmechanismus statt.

Abschließend wird untersucht, ob zur Beurteilung der resultierenden Faserwelligkeit  $h_f$  auf mikroskopische Analysen verzichtet werden kann und stattdessen ein Vergleich mit dem Oberflächenprofil der gefertigten Werkstücke Rückschlüsse auf die Faserwelligkeit zulässt. Die prozessspezifische Oberflächenstruktur wurde bereits in Kapitel 6.3.1 behandelt. Ein direkter Zusammenhang zwischen der Oberflächenwelligkeit  $W_t$  und der Faserwelligkeit  $h_f$  kann beispielhaft mithilfe der Abbildung 6.29 bestätigt werden. Hierbei ist korrespondierend zum stark welligen Oberflächenprofil eine hohe Faserwelligkeit festzustellen. Ein quantitativer Vergleich der ermittelten Faserwelligkeiten mit der theoretischen Oberflächenwelligkeit aus Gl. (6.7) ist in Abbildung 6.30 dargestellt. Hieraus wird deutlich, dass eine Korrelation beider Größen nur eingeschränkt möglich ist. In der Regel sind demnach keine größeren Welligkeiten der Werkstofffaser  $h_f$  zu erwarten, wie es das Oberflächenprofil des Werkstücks vermuten lässt. Für kleine Arbeitsradien  $\rho_w = 2 \text{ mm}$  sind dem Diagramm jedoch lokale Abweichungen zu entnehmen. Dieses Verhalten wird erneut dem erhöhten Spannungsniveau bei Verwendung kleiner Arbeitsradien zugesprochen, Abbildung 6.26. Eine qualitative Abschätzung der Faserwelligkeit mithilfe Gl. (6.7) erscheint jedoch als gerechtfertigt.

Zusammenfassend können den Ergebnissen folgende Informationen entnommen werden:

- Beim inkrementellen Engen kann von einem wellenförmigen Faserverlauf ausgegangen werden.

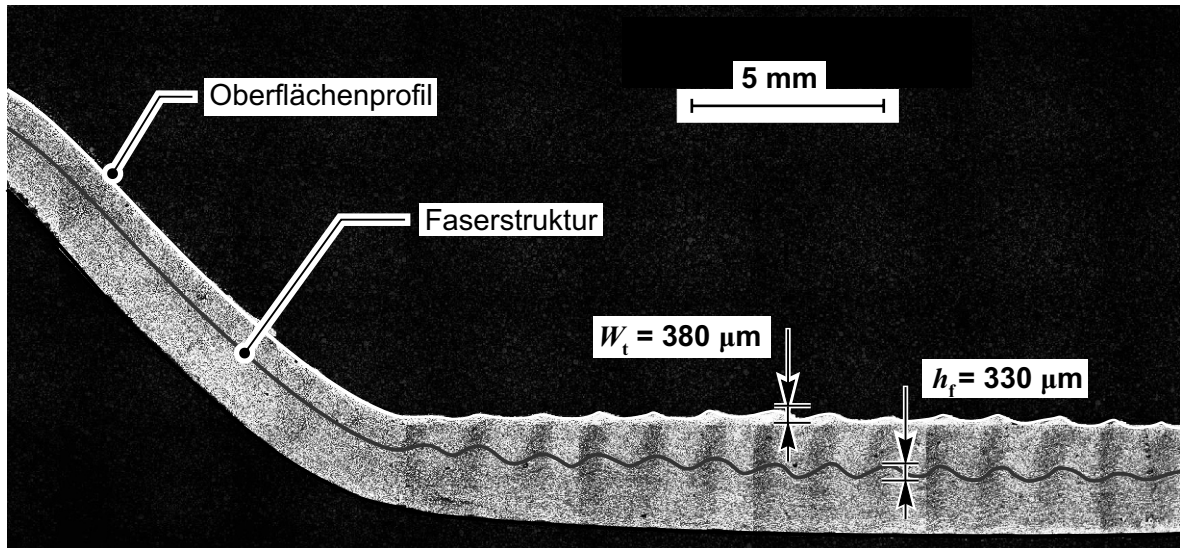


Abbildung 6.29: Optischer Vergleich des Faserverlaufs und des Oberflächenprofils

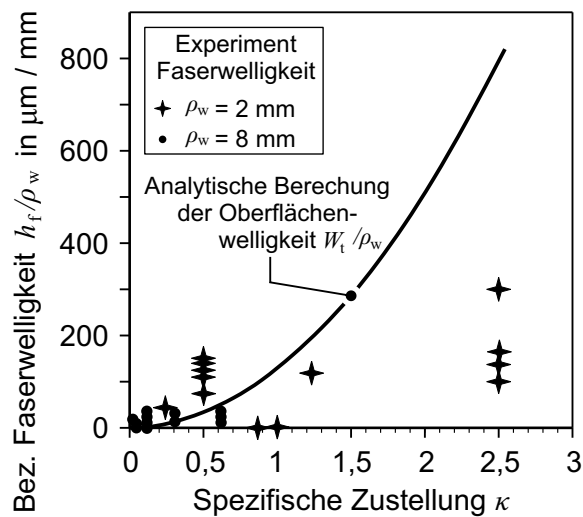


Abbildung 6.30: Analytische Vorhersage der Faserwelligkeit  $h_f$

- Bei großen Arbeitsradien werden geringe Welligkeiten  $h_f$  beobachtet. Allerdings sind Wechselwirkungen mit der Zustellung  $\lambda$  und dem Vorschubverhältnis  $f$  vorhanden.
- Eine innere Schädigung des Werkstoffs wird nicht beobachtet.
- Innerhalb konischer Werkstückbereiche ist die Faserwelligkeit  $h_f$  weitaus niedriger als im zylindrischen Bereich. Demnach wird die Modellvorstellung einer Streckung des Werkstücks innerhalb dieser Bereiche gestützt, vgl. Kapitel 5.2.3.

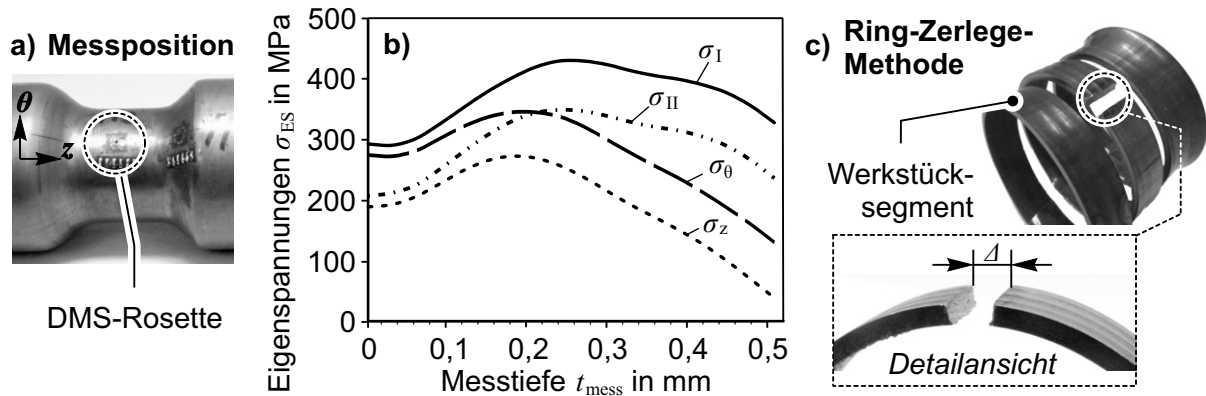


Abbildung 6.31: Messung der Eigenspannungen

#### 6.4.4 Eigenspannungen

Im Folgenden wird eine Analyse des Eigenspannungszustandes am zylindrischen Teil der untersuchten Bauteilgeometrie durchgeführt. Damit soll erstmals ein qualitativer Eindruck über den charakteristischen Eigenspannungsverlauf beim inkrementellen Engen ermittelt werden. Die Untersuchung wird auf den Werkstoff C22 im geglähten Ausgangszustand beschränkt.

Zunächst wird der Eigenspannungszustand anhand gefertigter Werkstücke untersucht. Aus dem gemessenen Spannungsverlauf in Abbildung 6.31 b) sind an der Werkstückoberfläche Zugspannungen sowohl in Umfangs- als auch in Längsrichtung zu entnehmen,  $\sigma_\theta$  und  $\sigma_z$ . Die Richtung der Hauptspannungen,  $\sigma_I$  und  $\sigma_{II}$ , stimmen an der Bauteiloberfläche nahezu mit den Koordinatenrichtungen überein. Bis zu einer Tiefe von  $t_{mess} = 0,2$  mm wird eine weitere Erhöhung des Spannungsniveaus festgestellt. Allerdings kann der Tiefenauswertung eine zunehmende Drehung des Hauptachsensystems entnommen werden. Ab einer Tiefe von  $t_{mess} \approx 0,3$  mm ist eine kontinuierliche Abnahme des Spannungsniveaus zu verzeichnen. Die Auswertung kann bis zu einer Tiefe von etwa  $t_{mess} = 0,5$  mm durchgeführt werden. Das ermittelte Spannungsniveau verbleibt an dieser Position weiterhin im Zugbereich. Die Rotation des Hauptachsensystems zum Koordinatensystems des Werkstücks ist dabei maximal. Zur Bestätigung der Ergebnisse wird das sogenannte Zerlegeverfahren eingesetzt, Abbildung 6.31 c). Das umgeformte Werkstück wird dazu zunächst in einzelne Ringe zerlegt, welche anschließend entlang der Längsachse aufgetrennt werden. Die dabei festgestellte Vergrößerung des Probendurchmessers untermauert das Erfordernis von Zugspannungen an der Werkstückoberfläche.

Das vorliegende Ergebnis kann mithilfe eines phänomenologischen Modells veranschaulicht werden. Die Modellvorstellung beruht auf dem Vergleich des zugrunde liegenden Kreisquerschnitts mit der Biegung eines gekrümmten Balkens. Die analytische Herleitung der Eigenspannung

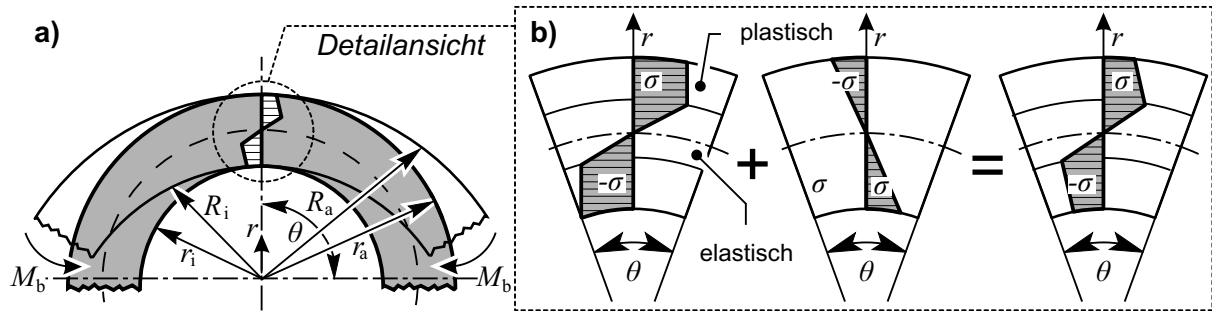


Abbildung 6.32: Entstehung der Eigenspannungen beim inkrementellen Engen

beim querkraftfreien Biegen ist in [145] aufgeführt. Bei der beschriebenen Modellvorstellung ist der Ausgangsradius an der äußeren Oberfläche mit  $R_a$  gekennzeichnet, Abbildung 6.32 a). Durch die Kompression beim Engen wird der Radius auf das Maß  $r_a$  reduziert, wodurch die Krümmung des Werkstücks erhöht wird. Die Krümmungsänderung mündet auf der äußeren Oberfläche in einer Zugspannung, an der inneren Oberfläche in einer Druckspannung. Durch die Vorzeichenumkehr ist ein elastisch-plastischer Spannungsverlauf anzunehmen. Eine Verfestigung des Werkstoffs wird nicht berücksichtigt. Nach Entfernen der äußeren Last wird die im Bauteil gespeicherte elastische Energie freigesetzt, welche der Durchmesserverkleinerung entgegengerichtet ist. Durch die hohe Steifigkeit des Ringquerschnitts ist der Betrag der Rückfederung jedoch als gering anzunehmen. Als Addition der Einzeleffekte ist der resultierende Spannungsverlauf in Abbildung 6.32 b) illustriert.

Wie in Gl. (5.60) im Kapitel 5.2 aufgeführt, ist die Formänderung auf der äußeren Bauteiloberfläche dem Betrage nach stets größer als auf der Bauteilinnenseite. Demnach ist bei Erhöhung des Einziehverhältnisses  $\beta$  eine Vergrößerung des plastifizierten Anteils in der Zugfaser und folglich eine Zunahme des Zugspannungsniveaus zu erwarten. Weiterhin verdeutlicht die festgestellte Rotation des Hauptachsensystems die Existenz von Schereigenspannungen. Dieser Effekt ist auf die einsinnige Drehbewegung der Hauptspindel zurückzuführen.

Eine weitere Untersuchung der Eigenspannungen findet mithilfe einer FEA statt. Dazu wird das Werkstück nach der Umformung durch Entfernung des Werkzeugs entlastet. In Abbildung 6.33 sind die Eigenspannungen auf der inneren und äußeren Oberfläche des Werkstücks dargestellt, wobei die Komponenten in Umfangsrichtung und axialer Richtung,  $\sigma_\theta$  und  $\sigma_z$  differenziert betrachtet werden. Hierbei sind in beiden Richtungen Zugeigenspannungen auf der äußeren Oberfläche erkennbar. Die Verteilung der Umfangsspannungen  $\sigma_\theta$  ist vergleichsweise homogen. Die Axialspannungen  $\sigma_z$  weisen dagegen ein Spannungsmaximum hinter der letzten Werkzeugposition auf. Der Betrag der Eigenspannung ist somit ortsabhängig. Auf der inneren Oberfläche ist die Verteilung vergleichbar, wobei sich das Werkstück ausschließlich im

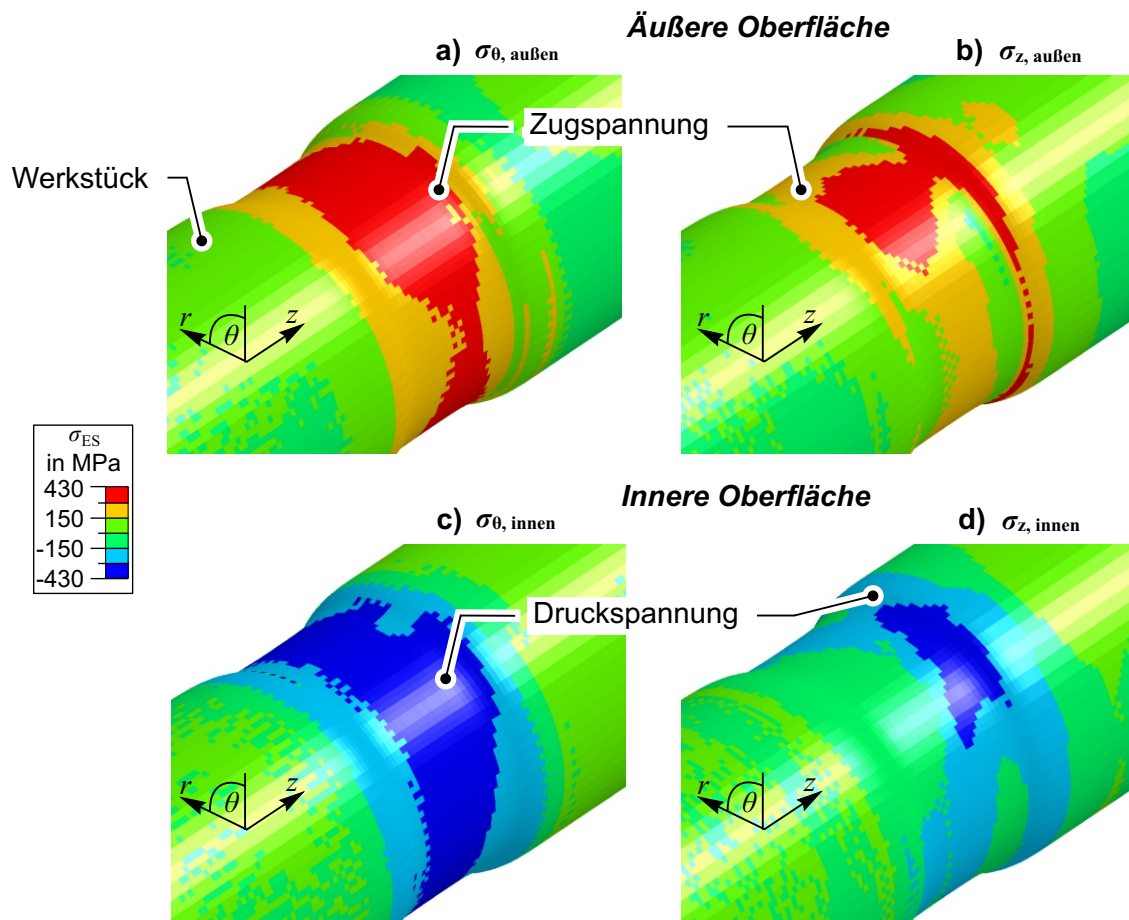


Abbildung 6.33: Eigenspannungsverteilung

Druckspannungszustand befindet. Die numerischen Untersuchungen untermauern folglich die aufgeführte phänomenologische Modellvorstellung.

Obwohl systemverwandt, liefert ein Vergleich der resultierenden Eigenspannungen eines drückgewalzten Bauteils deutlich abweichende Ergebnisse, Abbildung 6.34. Als weitere Vergleichsmöglichkeit ist ein im Rundknetverfahren verjüngtes Bauteil auf Eigenspannungen untersucht worden. Auch hierbei sind ausschließlich Druckeigenspannungen feststellbar. Als maßgebliche Ursache für diesen Unterschied sei die Einbringung von Druckspannungen bei Reduktion der Wandstärke beim Drückwalzen bzw. beim Rundkneten aufgeführt. Die Beeinflussung der Wandstärke beim inkrementellen Engen findet dagegen auf passivem Wege als Zwangserscheinung statt. Wie in Kapitel 5.3 beschrieben, nimmt der Betrag der Radialspannung  $\sigma_r$  während der Formgebung ein untergeordnetes Niveau an. Verglichen mit dornbehafteten Verfahren ergibt sich demnach eine geänderte Ergebnislage.

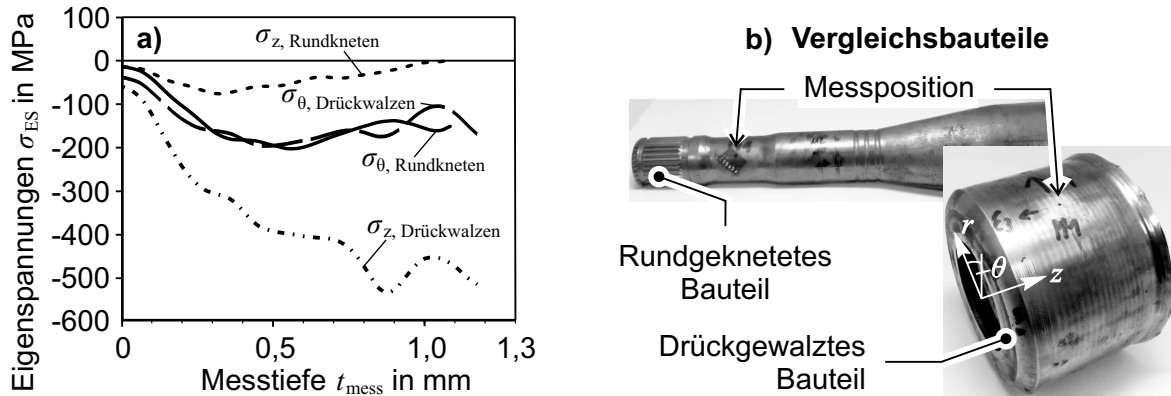


Abbildung 6.34: Eigenspannungen beim Drückwalzen und Rundkneten

Zusammenfassend sind anhand der durchgeführten Untersuchungen folgende Aussagen möglich:

- Beim inkrementellen Engen dünnwandiger Rohre ist stets von Zugeigenspannungen an der äußeren Werkstückoberfläche auszugehen.
- Der Eigenspannungszustand ist mit der Biegung eines gekrümmten Balkens auf phänomenologische Weise nachvollziehbar.
- Drückgewalzte oder rundgeknetete Werkstücke weisen demgegenüber Druckeigenspannungen auf der äußeren Werkstückoberfläche auf.

#### 6.4.5 Fazit zum Themengebiet physikalischer Werkstückeigenschaften

Die Analyse der physikalischen Bauteileigenschaften erlaubt nachstehende Schlussfolgerungen:

- Gegenüber dem Drückwalzen zeichnet sich das inkrementelle Engen durch eine geringere Temperaturzunahme bei der Umformung aus. Folglich ist der Verzicht auf eine Kühlung der Werkstücke während der Formgebung möglich. Hohe Spindeldrehzahlen  $n$  oder große Arbeitszustellungen  $\lambda$  sind verwendbar. Hieraus entsteht ein Einsatzpotenzial des Verfahrens auch bei höheren Stückzahlen.
- Es wird eine Härtezunahme des Werkstücks erzielt. Diese ist nicht nur auf oberflächennahe Bereiche beschränkt. Bei Werkstoffen mit geringer Duktilität  $A$  und bereits hoher Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  werden jedoch auch Entfestigungen beobachtet. Hohe Zustellung  $\lambda$  und geringe Arbeitsradien  $\rho_w$  führen zu einer größeren Härtezunahme.



- Eigenspannungen sind auf der äußeren Oberfläche stets als Zugspannungen ausgebildet. Damit unterscheidet sich das Verfahren vom Drückwalzen. Die Eigenspannungen nehmen mit größerem Einziehverhältnis  $\Theta$  zu.

## 6.5 Zusammenfassung Kapitel 6

Die *Bauteileigenschaften* beim inkrementellen Engen werden durch den spezifischen Vorschub  $\kappa = f/\rho_w$ , die Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$  sowie den Werkzeugfaktor  $\chi = \rho_w/R_{DW}$  beeinflusst. Somit wird der Arbeitsradius  $\rho_w$  erneut als wichtigste Kenngröße identifiziert. Als weitere wichtige Größe ist der Reitstock zu berücksichtigen. Dieser ist zwingende Voraussetzung zur Erzielung maßhaltiger Werkstücke. Demgegenüber werden jedoch unbeabsichtigte Deformationen des Werkstücks, oberflächennahe Ablösungen, Verfärbungen oder Härtezunahmen durch den Reitstock unterstützt. Eine Kompensation der Effekte ist jedoch mithilfe der anderen Parameter möglich.

Die Untersuchungen zeigen, dass mit der untersuchten Prozesskonfiguration stets von Zug-eigenspannungen auf der Werkstückoberfläche auszugehen ist. Der lokalen Umformzone entsprechend wird sowohl eine Welligkeit auf der Werkstückoberfläche als auch im Faserverlauf beobachtet. Durch die Wahl großer Arbeitsradien  $\rho_w$  bzw. geringer Vorschübe  $\kappa$  ist jedoch die Einstellung sehr geringer Welligkeiten möglich. Die Modellierung der Oberflächenwelligkeit zeichnet sich durch gute Übereinstimmung zu experimentell ermittelten Werten aus.

Anhand der durchgeführten Untersuchung können Randbedingungen zur Verbesserung der Maßhaltigkeit und Gegenmaßnahmen beim Auftreten unerwünschter Effekte abgeleitet werden. Hierbei ergeben sich jedoch zum Teil gegensätzliche Parametereinstellungen, beispielsweise beim spezifischen Vorschub  $\kappa$ . Die aufgezeigten Ergebnisse eignen sich zur Optimierung der Parametereinstellung und zur Modifikation der CNC-Werkzeugbahn.

Die Untersuchungen zeigen, dass hohe Einziehverhältnisse  $\Theta$  auch mit hochfesten Stählen erreicht werden können. Ebenso sind hohe Umformgeschwindigkeiten bzw. große Arbeitszustellungen  $\lambda$  realisierbar, ohne kritische Werkstücktemperaturen zu erreichen. Der Verzicht auf eine Werkstückkühlung wird hierdurch gerechtfertigt. Analog erschließt sich hierdurch das Potenzial des Verfahrens zur wirtschaftlichen Fertigung von Bauteilen auch bei erhöhten Stückzahlen.



## 7 Prozessauslegung

In den vorangegangenen Untersuchungen wurden einzelne Zielgrößen der Bereiche *Prozesseigenschaften* und *Bauteileigenschaften* untersucht. Dabei wurden gemäß der Aufgabenstellung in Kapitel 3 zahlreiche Ursache-Wirkungs-Prinzipien identifiziert und Kriterien zur Prozessauslegung für einzelne Zielgrößen erarbeitet. Eine realitätsnahe Auslegung des Verfahrens setzt jedoch i.d.R. die gleichzeitige *Berücksichtigung mehrerer Zielgrößen* voraus. Ein solches Vorgehen wird in diesem Kapitel anhand von drei exemplarischen *Fallstudien* aufgezeigt. Zunächst erfolgt jedoch eine Zusammenstellung der Ergebnisse und erarbeiteten Auslegungskriterien in kompakter Form, um dem Anwender einen *Gesamtüberblick* über das inkrementelle Engen zu ermöglichen.

### 7.1 Einfluss der Prozessparameter

Die erarbeiteten Kriterien zur Auslegung des inkrementellen Engens weisen zum Teil gegensätzliche Randbedingungen auf. Beispielsweise ist zur Verbesserung der Maßhaltigkeit der untersuchten Demonstratorgeometrie die Verwendung eines Reitstocks zwingend erforderlich, Kapitel 6.1. Allerdings werden durch den Einsatz des Reitstocks unerwünschte Deformationen verstärkt bzw. erst ermöglicht. Um diesen Zielkonflikt auflösen zu können, ist eine Kompensation unerwünschter Deformationen mit den übrigen Prozessparametern notwendig. Jedoch ist zu berücksichtigen, dass dieser exemplarisch gewählte Zielkonflikt nicht für jede beliebige Fertigungsaufgabe bestehen bleibt. Findet beispielsweise eine Fertigbearbeitung mithilfe weiterer, dem Engen nachgeschalteter Produktionsverfahren statt, ist ggf. der Verzicht auf einen Reitstock möglich. Folglich wäre eine Kompensation unerwünschter Deformation mithilfe weiterer Parameter nicht mehr notwendig, die Prozessauslegung evtl. mit geringerem Aufwand verbunden.

Das beschriebene Beispiel verdeutlicht, dass eine Bestimmung der Parameter, die für eine Prozessauslegung verwendet werden können, stets von individuellen Randbedingungen abhängt. Zur Unterstützung der Parameterwahl kann jedoch trotz individueller Fertigungsaufgabe die Tabelle 7.1 verwendet werden. In dieser Tabelle werden für jeden analysierten Parameter sogee-

Optimierung Zielgröße	Optimierungsrichtung														
	$\Gamma$	$\xi$	$\psi$	$\lambda$	$\chi$	$\kappa$	$\alpha$	$\Theta$	$f_d$	$RST$	$k_f$	$r_x$	$A$	$n$	
Vermeidung Riss				↓	↑	↑				J					
Red. Prozesszeit $t/l$		↑		↑	↑	↑	↑	↓	bi					↑	
Innenweite $w_i$						↑			*	*		↓			
Erh. Einzieh. ESP $\alpha_1$				↓		↓			bi	J	↓				
Erh. Einziehungswinkel RST $\alpha_2$				↓		*			*	J	↓	↑			
Erh. Einziehverhältnis $\Theta$						↓						↓			
Red. Ausdünnung				↓		↑			bi	J					
Red. Aufwurf ESP				↑	↑	↑			uni	N					
Red. Aufwurf RST									bi	N					
Red. Tonnenform									bi	N					
Red. Welligkeit $W_t/\rho_w$					↑	↓						↑			
Red. Verfärbung						↑				N				↓	
Red. oberfl. Ablösungen				↓	↑	↑				N					
Red. Temp.zunahme $\Delta T$				↓				↓				↓		↓	
Red. Härtezunahme $\Delta HV$				↓	↑					N					
Red. Gefügewelligkeit $h_f$				*	↑	*									
Red. EigSpg $\sigma_{ES}$								↓							

↑: Vergrößerung, ↓: Verkleinerung, \*: Wechselwirkung

uni: unidirektional, bi: bidirektional, J: Ja, N: Nein, Red.: Reduktion, Erh.: Erhöhung

Tabelle 7.1: Optimierungsrichtung der Parameter zur Verbesserung der Zielgrößen

nannte Optimierungsrichtungen angegeben. Demnach ist anhand der angegebenen Pfeilrichtung zu erkennen, ob ein Prozessparameter zu eher größeren oder zu kleineren Beträgen zu ändern ist, um die in der Tabellenzeile angegebene Zielgröße zu optimieren. Beispielsweise ist zur Reduktion einer Verfärbung des Werkstücks der spezifische Vorschub  $\kappa$  zu steigern und die Spindeldrehzahl  $n$  zu reduzieren. Es ist zu prüfen, ob auf einen Reitstock  $RST$  verzichtet werden kann. Durch die Zusammenführung der qualitativen Untersuchungsergebnisse in kompakter Form ist ebenso die rasche Identifikation von Zielkonflikten möglich. Besondere Aufmerksamkeit bei einer Prozessauslegung ist den Wechselwirkungen zu widmen. Wechselwirkungen mit großem Effekt sind Tabelle 7.1 entsprechend gekennzeichnet. Um eine kompakte Darstellung zu ermöglichen, ist der jeweilige Effekt der Wechselwirkung jedoch nicht in der

Tabelle berücksichtigt worden. Hierzu wird auf die Erläuterungen in den jeweiligen Kapiteln verwiesen.

Die Tabelle 7.1 verdeutlicht, dass die dimensionslosen Prozessparameter  $\lambda$ ,  $\kappa$ ,  $\chi$ , der Reitstock  $RST$  und die Vorschubrichtung  $f_d$  diejenigen Parameter darstellen, die eine große Anzahl von Zielgrößen beeinflussen. Ist daher der Effekt einer Parameteränderung für weitere Zielgrößen von Interesse, eignet sich die Darstellung der Ergebnisse in Form der Tabelle 7.2. Hier sind alle Zielgrößenänderungen auf eine Erhöhung des betrachteten Parameters normiert. Demnach resultiert ein höherer spezifischer Arbeitsradius  $\psi$  in einer Erhöhung der bezogenen Wandstärke am Pol  $s_{Pol}/s_0$ . Eine erhöhte Zustellung  $\lambda$  führt dagegen zu einer Reduktion der Wandstärke.

## 7.2 Einfluss der Werkzeugbahn

In den durchgeführten Untersuchungen wurde dargelegt, dass neben den Prozessparametern auch die Werkzeugbahn einen signifikanten Einfluss auf mehrere Zielgrößen aufweist. Eine Zusammenfassung aller beobachteten Effekte, die der Wahl der Werkzeugbahn unterliegen, sind in Tabelle 7.3 zusammengestellt. Bei Verwendung mehrerer Umformstadien wurden in der vorliegenden Arbeit für eine identische Werkstückgeometrie drei verschiedene Möglichkeiten zur Führung des Werkzeugs vorgestellt und analysiert. Als kompromissfähige Vorgehensweise wurde Werkzeugbahn 2 bewertet. Folglich wird diese Werkzeugbahn in Tabelle 7.3 als Referenz definiert. Die Tabelle beschreibt die Änderung der jeweiligen Zielgröße im Sinne einer Verbesserung oder einer Verschlechterung, die durch einen Wechsel von Werkzeugbahn 2 auf eine alternative Werkzeugbahn hervorgerufen wird. Die dargestellten Effekte verdeutlichen, dass die Werkzeugbahn insbesondere bei Zielgrößen der Maßhaltigkeit bzw. bei unerwünschten Deformationen berücksichtigt werden muss. Daraus wird deutlich, dass die Werkzeugbahn beim inkrementellen Engen maßgeblich den Werkstofffluss beeinflusst. Dieser Effekt ist auf die geringe Werkzeugbindung bzw. die kinematische Gestalterzeugung zurückzuführen.

## 7.3 Anwendung der Methoden

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden sowohl analytische als auch empirische Beschreibungen der Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und Zielgrößen erarbeitet. Um eine Übertragbarkeit der Ergebnisse zu ermöglichen, wurde so umfassend wie möglich auf bezogene dimensionslose Prozessparameter zurückgegriffen. Auf die Effekte der einzelnen Parameter ist

Zielgröße	Parameter ... wird erhöht													
	$\Gamma$	$\xi$	$\psi$	$\lambda$	$\chi$	$\kappa$	$\alpha$	$\Theta$	$f_d$	RST	$k_f$	$r_x$	A	n
Fläche Kontakt $A_{d,bez}$	↑	↑	↓	↑	↑	↑	↑							
Radialkraft $F_{r,bez}$	↑	↑	↑	↑	↑	↑			↑	↑				
Tangentialkraft $F_{t,bez}$	↑	↑	↓	↑	↓	↑			↑	↑				
Axialkraft $F_{z,bez}$	↑	↑	↑	↑	↑	↓	↑		↑	↓				
Wandstärke $s_\alpha/s_0$							↓	↑						
Wandstärke Pol $s_{Pol}/s_0$			↑	↓										
Eintritt Riss				↑	↓	↓				↓				
Bez. Prozesszeit $t/l$		↓		↓	↓	↓	↓	↑	↓					↓
Innenweite $w_i$						↓			*	*		↑		
Einziehwinkel Einsp. $\alpha_1$				↓		↓			↑	↑	↓			
Einziehwinkel RST $\alpha_2$				↓		*			*	↑	↓	↑		
Einziehverhältnis $\Theta$						↓						↓		
Lokale Ausdünnung				↑		↓			↓	↓				
Aufwurf Einspannung				↓	↓	↓			↑	↑				
Aufwurf RST									↓	↑				
Tonnenform									↓	↑				
Welligkeit $W_t/\rho_w$					↓	↑						↓		
Verfärbung						↓				↑				↑
Oberfl. Ablösungen				↑	↓	↓				↑				
Temperaturzunahme $\Delta T$				↑				↑			↑			↑
Härtezunahme $\Delta HV$				↑	↓					↑				
Gefügewelligkeit $h_f$				*	↓	*								
EigSpg $\sigma_{ES}$								↑						

↑: Vergrößerung, ↓: Verkleinerung, \*: Wechselwirkung

Tabelle 7.2: Einfluss erhöhter Parameterniveaus auf die betrachteten Zielgrößen

Werkzeugbahn	Winkeltreue	$\Theta$	Aufwurf Ein- spannung	Aufwurf Reit- stock	Tonnen- form	Aus- dün- nung	Riss
WzB 1	↓	↓	↓	↓	↓	-	-
WzB 2	-	-	-	-	-	-	-
WzB 3	↑	↑	↑	↑	↓	↓	-
unidirek.	↓	k.E.	↑	↓	↓	↓	↓
bidirek.	↑	k.E.	↓	↑	↑	↑	↑

↑: Verbesserung, ↓: Verschlechterung, -: keine Änderung

Tabelle 7.3: Einfluss der Werkzeugbahn

in den beiden vorangegangenen Kapiteln zusammenfassend eingegangen worden. Dabei wurde insbesondere auf die notwendigen Änderungen der Parameter eingegangen, um eine Verbesserung der geforderten Zielgröße erreichen zu können. Im Vorfeld einer Optimierung ist jedoch stets die Wahl einer Ausgangskonfiguration der Prozessparameter erforderlich. Die hohe Individualität beim inkrementellen Engen, bezogen auf die wählbare Werkstückgeometrie und die geforderten Werkstückeigenschaften, erschweren allerdings die Angabe einer allgemeingültigen Vorgehensweise bei der Prozessauslegung.

Da den Ergebnissen in den Tabellen 7.1 und 7.3 jedoch entnommen werden kann, dass die dimensionslosen Prozessparameter  $\lambda$ ,  $\kappa$ ,  $\chi$ , der Reitstock  $RST$  und die Vorschubrichtung  $f_d$  eine große Anzahl von Zielgrößen beeinflussen, ist eine Festlegung dieser Größen ausschlaggebend. Dazu können den durchgeführten Untersuchungen folgende Kriterien entnommen werden:

1. Gemäß den geforderten geometrischen Details ist ein größtmöglicher Arbeitsradius  $\rho_w$  auszuwählen.
2. Der Reitstock  $RST$  sollte stets verwendet werden.
3. Als Vorschubrichtung  $f_d$  ist der bidirektionale Fall zu bevorzugen.
4. Eine Erhöhung des Einzieh winkels  $\alpha$  pro Umformstadium (WzB 2) ist empfehlenswert.
5. Die Arbeitszustellung  $\lambda$  und der spezifische Vorschub  $\kappa$  orientieren sich an der geforderten Oberflächenwelligkeit  $W_t$ . Beide Parameter sind stets maximal zu wählen.

Der Parameterbereich für die Arbeitszustellung  $\lambda$  ist zunächst als Funktion des Einzieh winkels  $\alpha$  und des Werkzeugschulterwinkels  $\delta$  zu bestimmen. Dazu dient das in Kapitel 5.1.5 angegebene Diagramm (Abbildung 5.20) oder die Beziehung nach Gl. (5.58). Beide verwendeten

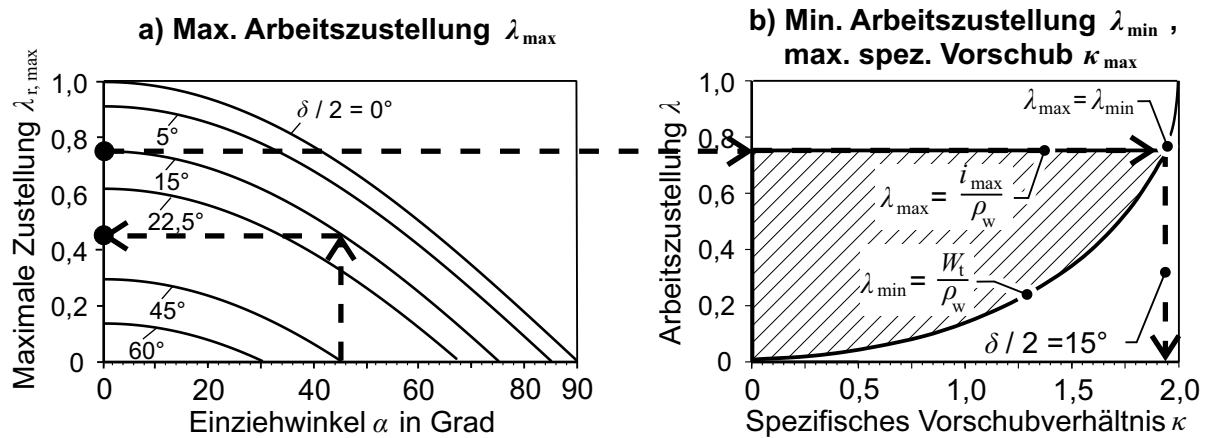


Abbildung 7.1: Arbeitsbereich für die Arbeitszustellung  $\lambda = i/\rho_w$  und den spezifischen Vorschub  $\kappa = f/\rho_w$  bei gegebenem Einziehwinkel  $\alpha_1 = 0^\circ$ ,  $\alpha_2 = 45^\circ$  und Werkzeugschulterwinkel  $\delta = 30^\circ$

Drückwalzen (vgl. Tabelle 4.4) weisen einen Schulterwinkel von  $\delta = 30^\circ$  auf. Für den Fall der untersuchten Werkstückgeometrie mit einem Einziehwinkel von  $\alpha_{1,2} = 45^\circ$  wird die Ermittlung der maximalen Zustellbarkeit beispielhaft in Abbildung 7.1 a) durchgeführt. Demnach ist die Arbeitszustellung auf einen Betrag von  $\lambda_{\max,Zyl} \approx 0,75$  im zylindrischen und auf  $\lambda_{\max,Kon} \approx 0,45$  im konischen Bereich begrenzt. Bei Überschreitung der maximalen Arbeitszustellung  $\lambda_{\max}$  ist von einem Kontakt am Werkzeugschulterwinkel auszugehen. Die minimal erforderliche Zustellung entspricht der spezifischen Welligkeit,  $\lambda_{\min} = W_t/\rho_w$ .

Zur Bestimmung des maximalen Vorschubverhältnisses  $\kappa$  ist entweder die Gl. (5.59) verwendbar oder alternativ das Diagramm in Abbildung 6.13 b). Unter pragmatischen Gesichtspunkten wird der grafischen Methode stets der Vorzug gegeben. Die Vorgehensweise ist ebenfalls in Abbildung 7.1 visualisiert. Demnach wird der Betrag von  $\lambda_{\max}$  in das Diagramm eingetragen. Beim Schnittpunkt mit der minimal notwendigen Zustellung  $\lambda_{\min}$  wird das Lot auf die Abszisse gefällt. In diesem Beispiel wird der maximale spezifische Vorschub mit  $\kappa \approx 1,9$  abgelesen.

Zur Verdeutlichung der weiteren Vorgehensweise wird das Ablaufschema in Abbildung 7.2 verwendet. Somit ist, ausgehend von den Randbedingungen der Fertigungsaufgabe und den genannten allgemeinen Kriterien zur Prozessauslegung, mit diesem initialen Parameterset die analytische Berechnung weiterer Prozessgrößen möglich. Alternativ ist in vielen Fällen eine grafische Lösung möglich. Im Anschluss an die Berechnung findet die Formgebung durch den Umformprozess statt. Ein Vergleich der geforderten Randbedingungen mit den am Bauteil festgestellten Messgrößen entscheidet über die Notwendigkeit einer Optimierung. Hierbei ist eine direkte Anpassung der Zielgrößen möglich, welche über ein analytisches Modell verfügen.



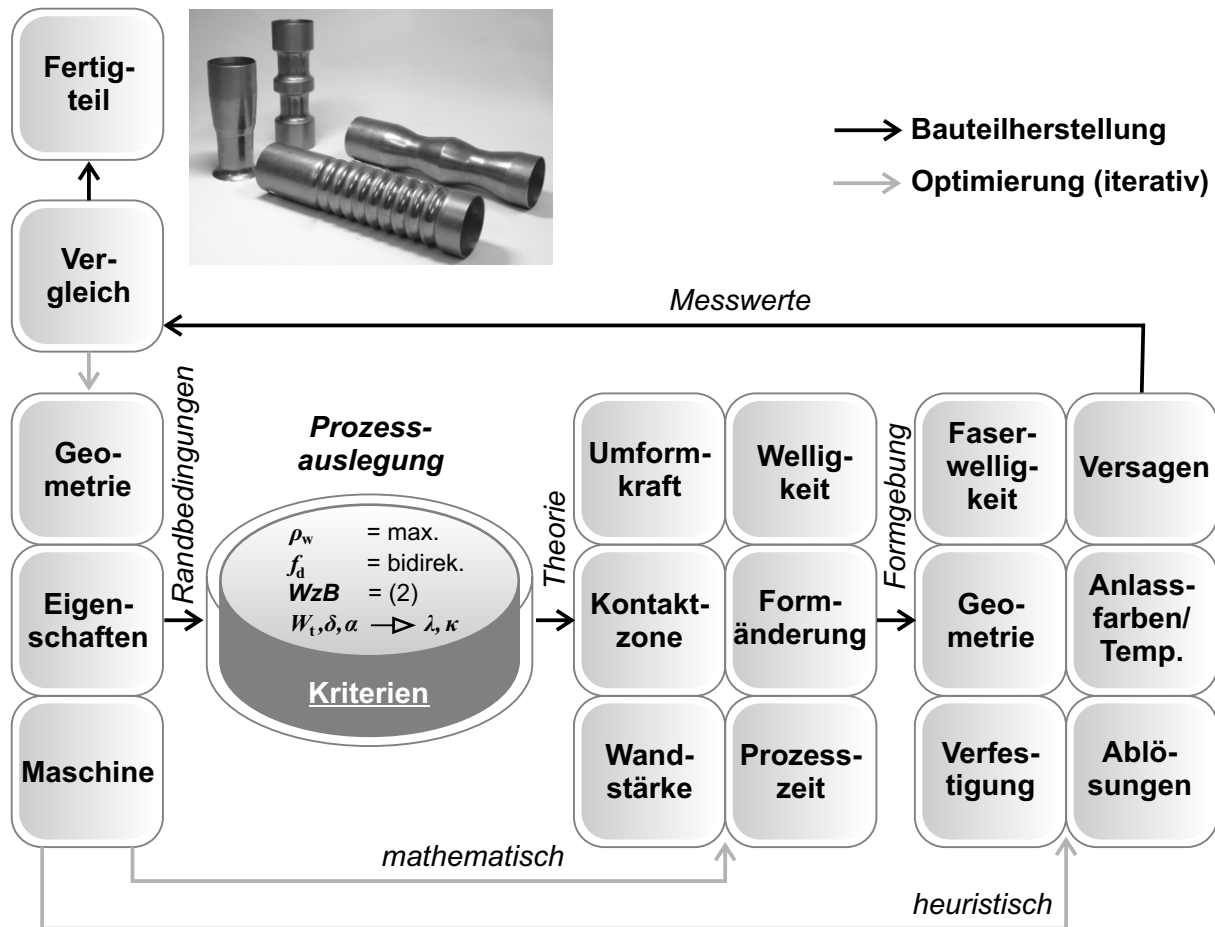


Abbildung 7.2: Prozessauslegung und Optimierung beim inkrementellen Engen

Weitere Zielgrößen - Maßhaltigkeit, unerwünschte Deformationen, Faserwelligkeit  $h_f$  etc. - sind mithilfe empirischer Angaben zu optimieren. Dabei ist insgesamt die Durchführung mehrerer Iterationsschleifen denkbar. Die Anwendung der Vorgehensweise findet im folgenden Kapitel statt.

## 7.4 Fallstudien

Im Folgenden wird beispielhaft für *drei unterschiedliche Zielsetzungen* eine Prozessauslegung anhand der erarbeiteten Grundlagen durchgeführt. Als Erweiterung zur den durchgeführten Analysen in den Kapiteln 5 und 6 werden bei jeder Aufgabenstellung mindestens zwei unterschiedliche Zielgrößen berücksichtigt. Zusätzlich wird stets der Versuch unternommen, die notwendige Prozesszeit zu reduzieren bzw. zumindest auf dem Ausgangsniveau aufrechtzuerhalten. Dabei bleibt die in Kapitel 4.2 definierte Geometrie als Fertigungsaufgabe erhalten.

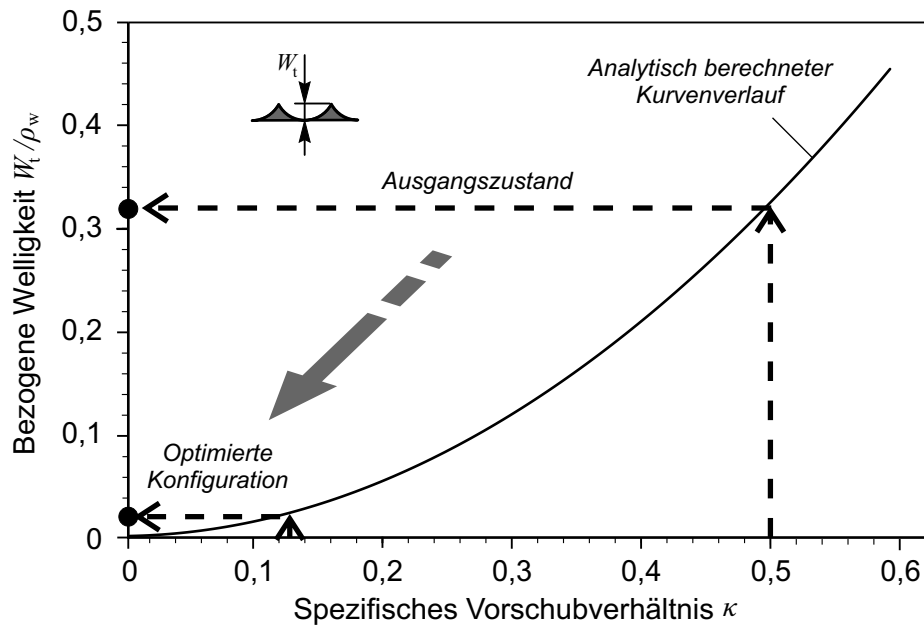


Abbildung 7.3: Fallstudie 1 - Grafische Bestimmung der resultierenden Oberflächenwelligkeit  $W_t/\rho_w$

Ebenso werden die bisherigen Randbedingungen, wie die Umformmaschine (Tabelle 4.3) oder nicht variierte Parameter (Tabelle 4.5), weiterhin verwendet. Zur Auslegung wird kein mathematischer bzw. automatisierter Optimierungsalgorithmus eingesetzt. Die Auswahl der Parametereinstellung und der Werkzeugbahn erfolgt stets heuristisch.

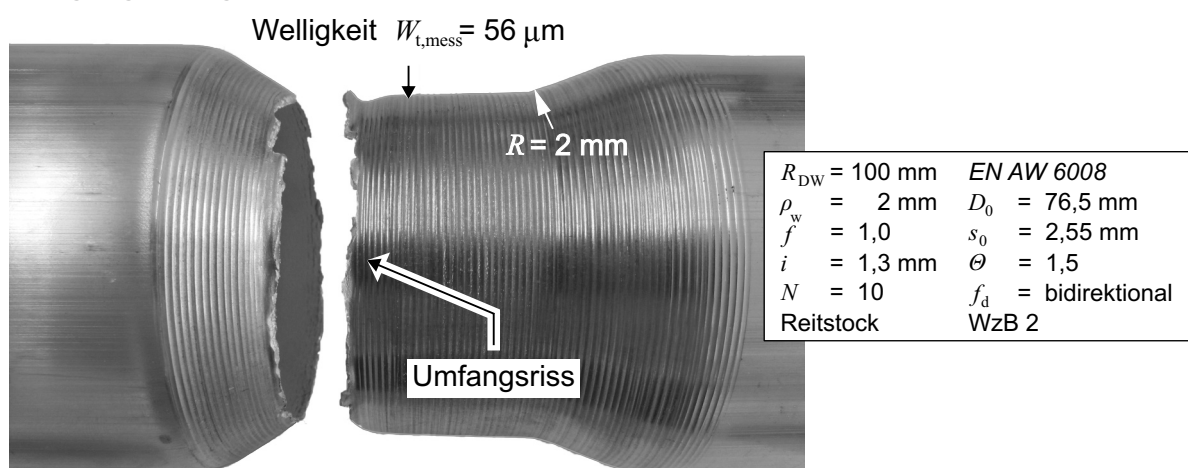
#### 7.4.1 Fallstudie 1 - Oberflächenwelligkeit

Die Zielsetzung innerhalb der ersten Fallstudie besteht in der Erzeugung einer Oberflächenwelligkeit  $W_t$  auf ein Niveau von  $W_t < 20 \mu\text{m}$  bei Werkstücken der Aluminiumlegierung EN AW 6008. Dabei ist eine möglichst scharfkantige Kontur mit geringen Übergangsradien  $R$  wünschenswert. Dementsprechend wird zunächst ein Arbeitsradius von  $\rho_w = 2 \text{ mm}$  bzw. ein Werkzeugfaktor von  $\chi = 0,02$  gewählt. Der zulässige Arbeitsbereich für dieses Werkzeug wurde bereits mithilfe Abbildung 7.1 in Kapitel 7.3 ermittelt.

Die Festlegung des spezifischen Vorschubs  $\kappa$  erfolgt durch die Berücksichtigung der Oberflächenwelligkeit  $W_t$ . Dazu wird Gl. (6.6) oder die Approximation nach Gl. (6.7) verwendet. Alternativ ist eine grafische Lösung möglich. Zur verbesserten Veranschaulichung wird dieser Vorgehensweise der Vorzug gegeben. Der analytisch bestimmte Kurvenverlauf für die bezogene Welligkeit  $W_t/\rho_w$  ist für einen Parameterbereich  $0 < \kappa \leq 0,5$  in Abbildung 7.3 dargestellt. Innerhalb des Prozessfensters aus Abbildung 7.1 b) wird zunächst ein spezifischer Vorschub von

Prozessparameter		Werkzeugbahn	
Parameter	Betrag	Parameter	Betrag
Werkzeugfaktor $\chi = \rho_w / R_{DW,0}$	0,02	Werkzeugbahn $WzB$	2
Arbeitszustellung $\lambda = i / \rho_w$	0,5	Vorschubrichtung $f_d$	bidirektional
Spez. Vorschub $\kappa = f / \rho_w$	0,5		
Reitstock $RST$	Ja		

Tabelle 7.4: Fallstudie 1 - Parametereinstellung im Ausgangszustand

**Ausgangswelligkeit**Abbildung 7.4: Fallstudie 1 - Aluminiumwerkstück mit hoher Oberflächenwelligkeit  $W_t$  und Umfangsriss

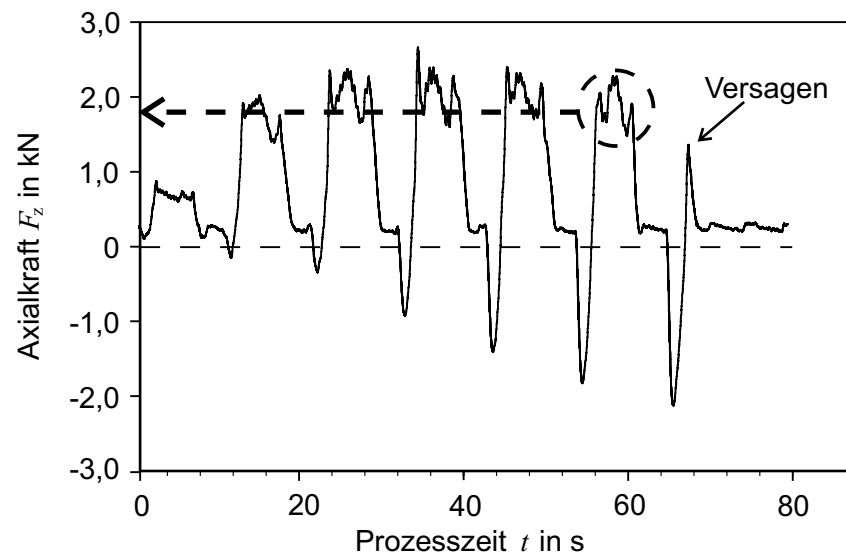
$\kappa = 0,5$  gewählt. Als bezogene Welligkeit wird ein Betrag von  $W_t / \rho_w \approx 0,32$  vorhergesagt. Bei der gewählten Drückwalze resultiert daraus eine theoretische Welligkeit von  $W_t \approx 64 \mu\text{m}$ . Als maximale Zustellung wurde bereits für den zylindrischen Werkstückbereich ein Betrag von  $\lambda_{max,Zyl} \approx 0,75$ , für den konischen Bereich ein Wert von  $\lambda_{max,Zyl} \approx 0,45$  bestimmt. Der minimal notwendige Betrag der Arbeitszustellung resultiert aus der bezogenen Welligkeit,  $\lambda_{min} = W_t / \rho_w$ . Als Ausgangszustand wird der Wert  $\lambda = 0,5$  gewählt. Weitere Prozessparameter sind in Tabelle 7.4 aufgeführt.

Das resultierende Werkstück ist in Abbildung 7.4 dargestellt. Entsprechend der analytischen Berechnung weist die gemessene Oberflächenwelligkeit einen Betrag von  $W_{t, mess} \approx 56 \mu\text{m}$  auf. Allerdings ist keine versagensfreie Fertigung des Werkstücks möglich. Im siebten Umformstadium wird ein Umfangsriss festgestellt.

Zur weiteren Optimierung wird somit auf Tabelle 7.1 zurückgegriffen. Demnach ist zur weiteren Reduktion der Oberflächenwelligkeit  $W_t$  eine Reduktion des spezifischen Vorschubs  $\kappa$  notwendig. Der Effekt dieser Reduktion ist in Tabelle 7.1 dokumentiert. Demnach wird die Entstehung von Umfangsrissen begünstigt. Die Verwendung dieser Optimierungsmöglichkeit ist somit nicht möglich. Eine Möglichkeit zur Reduktion der Rissneigung ohne Einfluss auf die resultierende Oberflächenwelligkeit besteht in der Verwendung einer geringeren Arbeitszustellung  $\lambda$ . Eine Reduktion auf den Betrag  $\lambda_{min} = W_t/\rho_w = 0,32$  ist zwar prinzipiell möglich, jedoch wird durch das Vorgehen die notwendige Fertigungsdauer  $t$  erhöht. Folglich wird zunächst eine genauere Analyse des Versagens mithilfe des in Kapitel 5.5.2 beschriebenen Modells durchgeführt. Der Auswertung des Kraft-Zeit-Verlaufs in Abbildung 7.5 a) ist eine maximale Axialkraft im sechsten Umformstadium von  $F_{z,max} \approx 2\text{ kN}$  zu entnehmen. Durch Normierung des Wertes auf die Kenngrößen Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$ , Drückwalzenradius  $R_{DW,0}$  und Ausgangswandstärke  $s_0$  wird zunächst eine bezogene Axialkraft von  $F_{z,max,bez} = 0,052$  berechnet. Der bezogene Kraftwert erlaubt einen Vergleich mit der analytisch berechneten kritischen Axialkraft  $F_{z,krit}$  aus Gl. (5.135). Der analoge grafische Vergleich wird in Abbildung 7.5 b) durchgeführt. Der Darstellung ist zu entnehmen, dass sich der Messpunkt in unmittelbarer Nähe zur theoretisch formulierten Versagensgrenze befindet und somit der beschriebene Versagensmechanismus vorliegt. Zur Vermeidung des Risses ist eine Reduktion der Axialkraft  $F_z$  durch einen erhöhten spezifischen Vorschub  $\kappa$  durchzuführen. Dies führt jedoch zu einer Erhöhung der Welligkeit  $W_t$ . Eine Reduktion der Arbeitszustellung  $\lambda$  zur Reduktion der Rissneigung führt zu einer Erhöhung der Prozesszeit  $t$ . Da diese bei der vorliegenden Prozesseinstellung bereits bei  $t \approx 5\text{ min}$  liegt, wird dieser Lösungsweg nicht weiter verfolgt. Demnach ist die Fertigung des geforderten Werkstücks mit dem gewählten Arbeitsradius  $\rho_w = 2\text{ mm}$  und der zugrunde gelegten Werkzeugbahn nicht ohne Weiteres möglich.

Als alternativer Lösungsweg wird auf die dritte, in Tabelle 7.1 genannte Optimierungsmöglichkeit eingegangen, die Erhöhung des Werkzeugfaktors  $\chi$ . Hierdurch wird die Versagensgrenze zu höheren Werten verschoben, s. Abbildung 5.51. Zusätzlich ist davon auszugehen, dass sich gemäß den Empfehlungen in Tabelle 7.1 deutlich kleinere Beträge für die Kennwerte  $\lambda$  und  $\kappa$  realisieren lassen. Um eine Welligkeit von  $W_t = 16\text{ }\mu\text{m}$  erreichen zu können, ist demnach eine bezogene Welligkeit von  $W_t/\rho_w = 0,02$  notwendig. Wie in Abbildung 7.3 dargestellt, ist hierzu ein spezifischer Vorschub von  $\kappa = 0,125$  notwendig. Aufgrund des erhöhten Werkzeugfaktors  $\chi = 0,08$  ist die Reduktion der Arbeitszustellung  $\lambda$  möglich, ohne die Anzahl an Umformstadien  $N$  und somit die notwendige Fertigungszeit  $t$  zu erhöhen. Eine Zusammenstellung der optimierten Prozesskonfiguration ist in Tabelle 7.5 dokumentiert.

a) Kraft-Zeit-Verlauf  
Axialkraft



b) Auswertung  
Axialkraft  $F_{z, \text{krit}}$

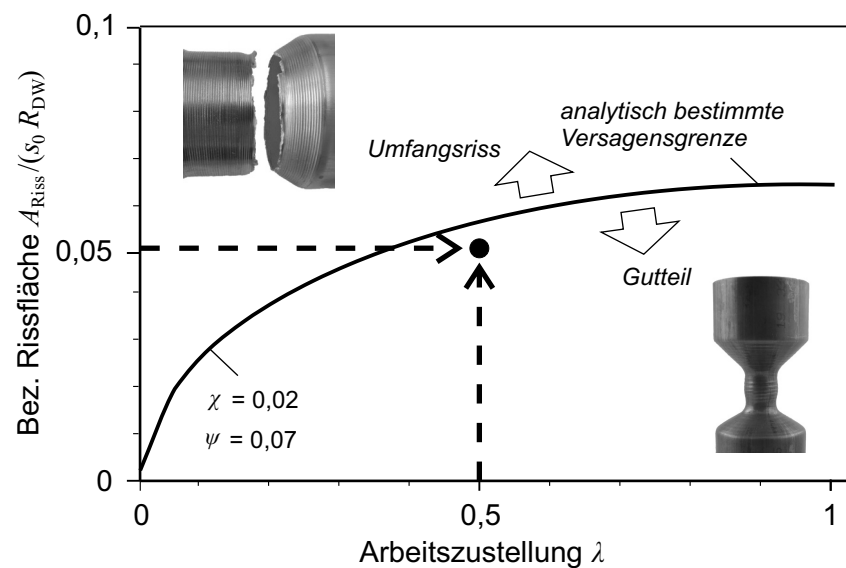


Abbildung 7.5: Fallstudie 1 - Auswertung der Axialkraft  $F_z$

Parameter	Ausgangs- zustand	Empfehlung	Opti- mierung
Werkzeugfaktor $\chi = \rho_w / R_{DW,0}$	0,02	↑	✓ 0,08
Zustellung $\lambda = i / \rho_w$	0,5	↓	✓ 0,125
Vorschub $\kappa = f / \rho_w$	0,5	↑ (Versagen) ↓ (Welligkeit)	✗ 0,125

Tabelle 7.5: Fallstudie 1 - Optimierte Prozessauslegung

## Optimierte Welligkeit

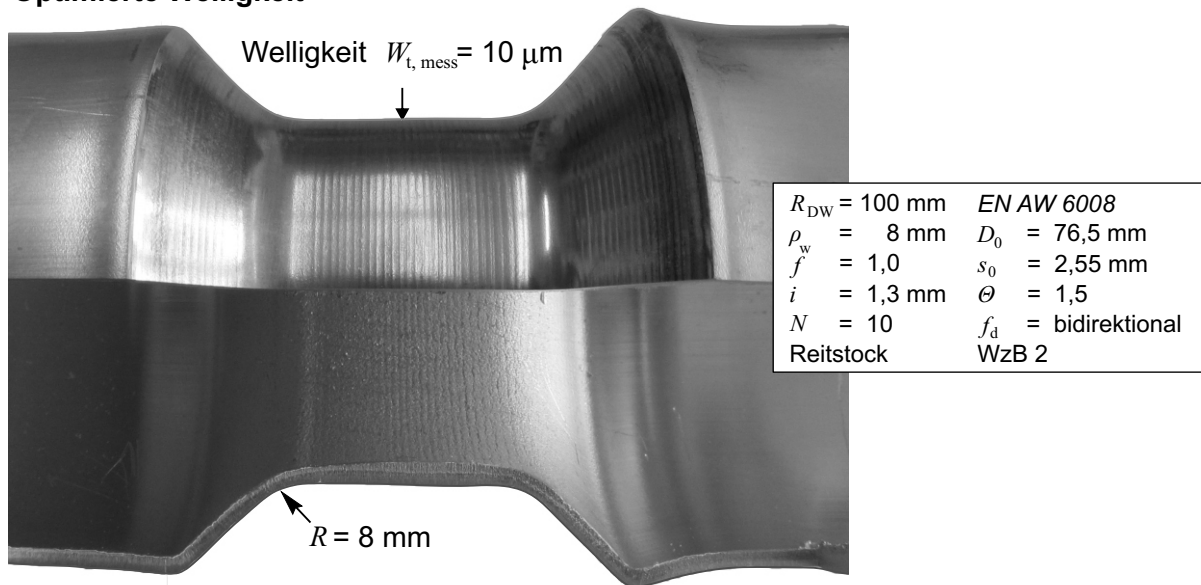
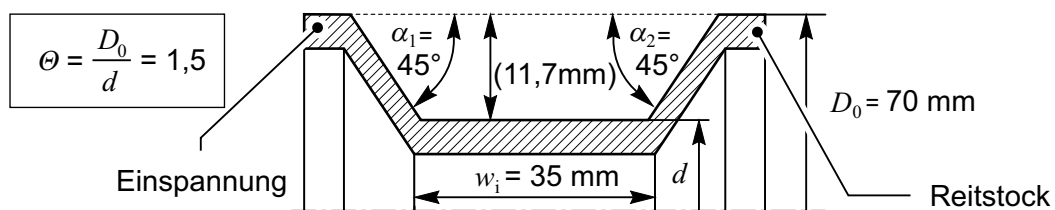
Abbildung 7.6: Fallstudie 1 - Optimierte Oberflächenwelligkeit  $W_t$ 

Abbildung 7.7: Fallstudie 2 - Geometrische Zielgrößen

In Abbildung 7.6 ist das gefertigte Werkstück im Anschluss an die optimierte Prozessauslegung dargestellt. Die Messung der Oberflächenwelligkeit ergibt einen Wert von  $W_{t,mess} \approx 10 \mu\text{m}$ , sodass gegenüber dem Ausgangszustand eine Verbesserung erzielt werden konnte. Ebenso sind dem Werkstück keine äußerlichen Anzeichen eines Risses zu entnehmen. Allerdings entsprechen die Übergangsradien  $R$  dem Arbeitsradius  $\rho_w$  der Drückwalze.

## 7.4.2 Fallstudie 2 - Werkstückgeometrie

Die Aufgabenstellung in diesem Fallbeispiel liegt in der Herstellung eines Bauteils mit möglichst hoher Maßhaltigkeit. Die geforderten Sollmaße sind der Abbildung 7.7 zu entnehmen. Es werden Halbzeuge des Werkstoffs 27 MnCrB 5 verwendet. Diese weisen einen Ausgangsdurchmesser von  $D_0 = 70 \text{ mm}$  und eine Wandstärke von  $s_0 = 1,5 \text{ mm}$  auf.

Prozessparameter		Werkzeugbahn	
Parameter	Betrag	Parameter	Betrag
Werkzeugfaktor $\chi = \rho_w / R_{DW,0}$	0,08	Werkzeugbahn $WzB$	2
Arbeitszustellung $\lambda = i / \rho_w$	0,365	Vorschubrichtung $f_d$	bidirektional
Spez. Vorschub $\kappa = f / \rho_w$	0,625		
Reitstock $RST$	Ja		

Tabelle 7.6: Fallstudie 2 - Parametereinstellung im Ausgangszustand

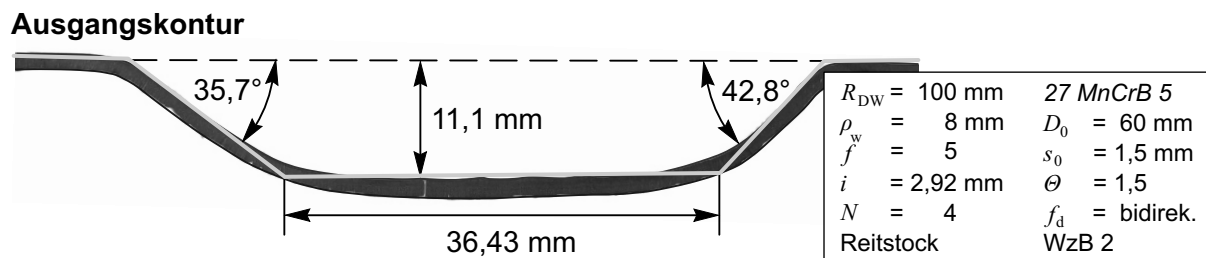


Abbildung 7.8: Fallstudie 2 - Messwerte bei initialer Prozesskonfiguration

Die initialen Prozessparameter werden erneut in Anlehnung an die in Kapitel 7.3 vorgestellten allgemeinen Auslegungskriterien festgelegt. Der Ausgangszustand ist in Tabelle 7.6 zusammengefasst.

Durch die Verwendung einer Drückwalze mit einem Arbeitsradius von  $\rho_w = 8$  mm ist bei der festgelegten Arbeitszustellung  $\lambda$  die Herstellung des Werkstücks innerhalb von vier Umformstadien  $N$  möglich. Die resultierende Werkstückkontur ist in Abbildung 7.8 visualisiert. Die Messung der Geometriemerkmale ergibt deutliche Abweichungen, insbesondere am Winkel  $\alpha_1$  auf der Seite der Werkstückeinspannung und der als Innenweite  $w_i$  bezeichneten Zylinderlänge des eingezogenen Werkstückbereiches. Während die beiden Winkel  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  und das Einziehverhältnis  $\Theta$  im Vergleich zum Sollzustand in Abbildung 7.7 unterschritten werden, wird eine größere Innenweite  $w_i$  als gefordert erzielt.

Zur Optimierung der Prozessauslegung wird erneut Tabelle 7.1 verwendet. Demnach ist zur Verbesserung der Maßhaltigkeit im konischen Bereich eine Reduktion der Arbeitszustellung  $\lambda$  notwendig. Der Betrag wird insofern reduziert, als dass die Fertigung in insgesamt zehn Umformstadien  $N$  durchgeführt werden kann. Für den spezifischen Vorschub  $\kappa$  liegt bei der Optimierung ein Zielkonflikt vor. Hierbei wird für die Innenweite  $w_i$  ein größerer Wert empfohlen, während er zur Optimierung der anderen Zielgrößen zu verringern ist. Da dieser Konflikt nicht weiter aufgelöst werden kann, wird zunächst ein kleinerer Vorschub gewählt. Zu berücksichtigen

Parameter	Ausgangs- zustand	Empfehlung	Opti- mierung
Zustellung $\lambda = i/\rho_w$	0,365	↓	✓ 0,15
Vorschub $\kappa = f/\rho_w$	0,625	↑ (Innenweite) ↓ (Geometrie)	✗ 0,125

Tabelle 7.7: Fallstudie 2 - Optimierte Prozessauslegung

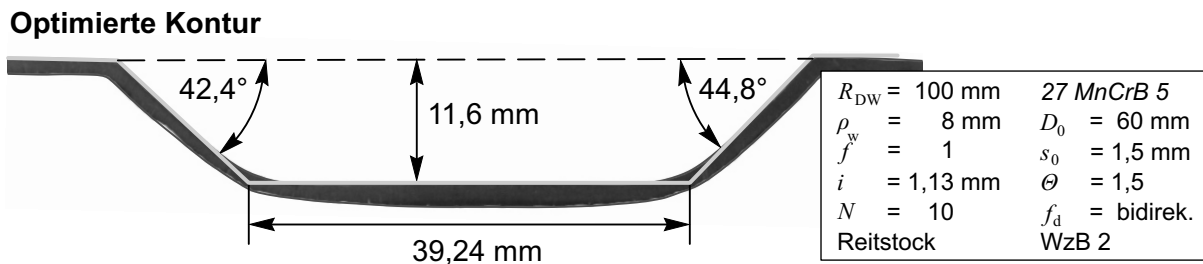


Abbildung 7.9: Fallstudie 2 - Messwerte bei optimierter Prozesskonfiguration

sichtigen ist des Weiteren, dass durch die gewählten Maßnahmen die Fertigungsdauer zunimmt. Die neue Prozessauslegung wird in Tabelle 7.7 zusammenfassend dargelegt. Das Fertigungsergebnis der modifizierten Prozessauslegung ist der Abbildung 7.9 zu entnehmen. Die Messwerte verdeutlichen, dass bis auf die Innenweite  $w_i$  bei allen weiteren Zielgrößen eine Verbesserung der Maßhaltigkeit erreicht werden konnte.

Da allerdings auch mithilfe der optimierten Prozesskonfiguration die Aufgabenstellung nicht in vollem Umfang zufriedenstellend gelöst werden kann, wird eine weitere Optimierung durchgeführt. Hierbei wird versucht, die deutliche Abweichung der Innenweite  $w_i$  zu reduzieren. Ebenso sind Maßnahmen zur Reduktion der Prozesszeit notwendig, die durch die erhöhte Anzahl an Umformstadien  $N$  und den geringeren Vorschub  $f$  bislang zugenommen hat. Zur Auflösung des Zielkonflikts wird eine Modifikation der CNC-Koordinaten durchgeführt. Demnach ist für die Innenweite  $w_i$  ein geringerer, für alle weiteren Geometrieparameter ein größerer Betrag als der Sollwert zu wählen. Die gewählte Konfiguration ist in Tabelle 7.8 dokumentiert.

Das Messergebnis des gefertigten Werkstücks ist in Abbildung 7.10 aufgeführt. Demnach weist die gefertigte Geometrie Abweichungen bei den Winkeln im Bereich von  $\Delta\alpha_{1,2} \approx 1^\circ$  auf. Die Innenweite  $w_i$  ist mit etwa 0,5 mm unterschritten worden. Das resultierende Einziehverhältnis von  $\Theta = 1,52$  wurde sogar überschritten, liegt jedoch auf akzeptablem Niveau. Im Vergleich zur ersten Prozessauslegung wurde jedoch die Prozesszeit  $t$  erhöht. Eine Reduktion ist jedoch durch Erhöhung der Spindeldrehzahl  $n$  unter Beibehaltung aller weiteren Prozessgrößen denkbar.



Parameter	Ausgangs- zustand	Empfehlung	Opti- mierung
Zustellung $\lambda = i/\rho_w$	0,15	↑ (Zeit)	✓ 0,21
Vorschub $\kappa = f/\rho_w$	0,125	↑ (Innenweite, Zeit)	✓ 0,375
Winkel $\alpha_1$	45°	↑	✓ 50°
Winkel $\alpha_2$	45°	↑	✓ 47°
Einziehv. $\Theta$	1,5	↑	✓ 1,53
Innenweite $w_i$	35 mm	↓	✓ 32 mm

Tabelle 7.8: Fallstudie 2 - Prozessauslegung mit geänderten CNC-Koordinaten

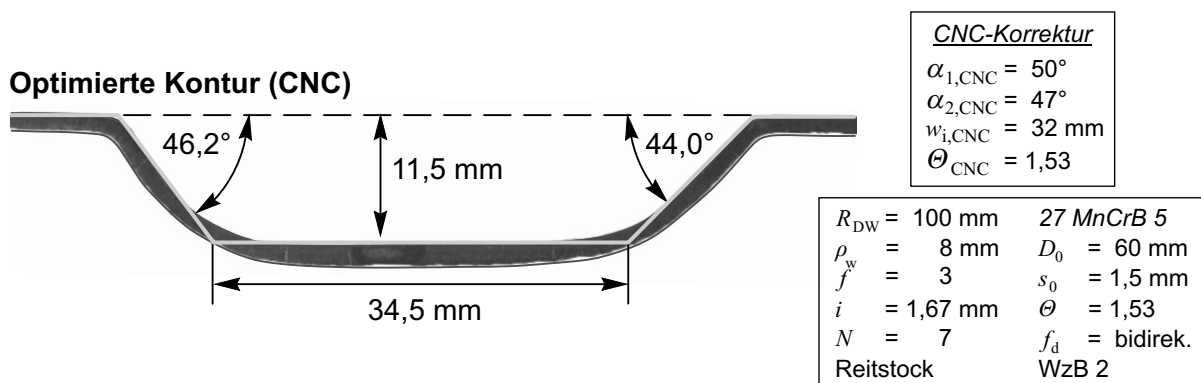


Abbildung 7.10: Fallstudie 2 - Messwerte bei geänderten CNC-Koordinaten

### 7.4.3 Fallstudie 3 - Wandstärkenverteilung

Das Hauptziel innerhalb dieser Fallstudie besteht in der Fertigung eines Werkstücks mit möglichst homogener Wandstärke  $s$ . Als Werkstoff wird C22 im geglühten Zustand mit einer Ausgangswandstärke von  $s_0 = 2 \text{ mm}$  verwendet. Vergleichbar mit Fallstudie 1 wird eine scharfkantige Kontur gefordert. Somit wird zunächst auf einen kleinen Arbeitsradius  $\rho_w = 2 \text{ mm}$  zurückgegriffen. Ebenso wird Werkzeugbahn 3 verwendet. Die weiteren Prozessparameter sind in Tabelle 7.9 aufgeführt.

In Abbildung 7.11 ist das daraus resultierende Werkstück dargestellt. Das Werkstück weist eine lokal ungleichmäßige Wandstärke  $s$  auf. Der dargestellte Aufwurf wird bei der weiteren Prozessauslegung nicht berücksichtigt.

Die in Abbildung 7.11 dargestellte ungleichmäßige Wandstärke  $s$  ist auf zwei wesentliche Effekte zurückzuführen. Dazu gehört die Ausdünnung der Wandstärke am Übergang zwischen konischem und zylindrischem Werkstückbereich sowie die Zunahme der Wandstärke im zylindrischen Bereich.

Prozessparameter		Werkzeugbahn	
Parameter	Betrag	Parameter	Betrag
Arbeitszustellung $\lambda = i/\rho_w$	0,5	Werkzeugbahn $WzB$	3
Spez. Vorschub $\kappa = f/\rho_w$	0,25	Vorschubrichtung $f_d$	bidirektional
Werkzeugfaktor $\chi = \rho_w/R_{DW,0}$	0,02		
Reitstock $RST$	Ja		

Tabelle 7.9: Fallstudie 3 - Parametereinstellung im Ausgangszustand

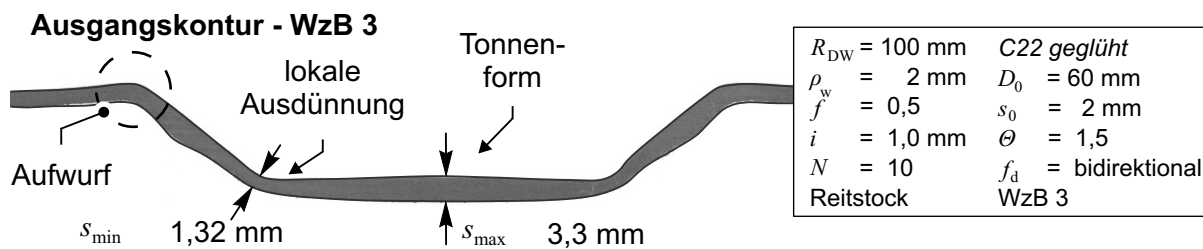


Abbildung 7.11: Fallstudie 3 - Werkstück mit lokal variierender Wandstärke

drischen Teil, welche als Tonnenbildung beschrieben worden ist. Die in den Tabellen 7.1 und 7.3 als geeignete Maßnahmen zur Reduktion beider Effekte enthaltenen Informationen sind in Tabelle 7.10 zusammengefasst.

Demnach wird zunächst die Verwendung der Werkzeugbahn 2 empfohlen, sodass hier erneut ein Zielkonflikt zur geforderten Konturschärfe besteht. Es wird zunächst auf Werkzeugbahn 2 zurückgegriffen. Beim Reitstock liegen ebenfalls gegensätzliche Optimierungsrichtungen vor. Die Entscheidung wird zugunsten des Reitstocks getroffen, da hierdurch die Geometriegenauigkeit erhöht wird bzw. in diesem Fall bestehen bleibt. Des Weiteren ist die Arbeitszustellung  $\lambda$  zu reduzieren und der spezifische Vorschub  $\kappa$  gleichzeitig zu erhöhen. Es ist allerdings zu berücksichtigen, dass bei gegebenem Arbeitsradius  $\rho_w = 2$  mm mit einer Reduktion der Arbeitszustellung die Prozesszeit  $t$  weiter zunimmt. Um dieses zu verhindern, wird ein größerer Arbeitsradius  $\rho_w = 8$  mm gewählt und die Konturschärfe zunächst vernachlässigt.

Das Fertigungsergebnis der Prozessauslegung ist in Abbildung 7.12 dargestellt. Hieraus wird deutlich, dass insbesondere die Ausdünnung am Konturübergang signifikant verbessert werden konnte. Aufgrund der Durchmesserreduktion nimmt die Wandstärke  $s$  im zylindrischen Werkstückbereich zu. Allerdings ist auch an dieser Stelle eine Reduktion der Tonnenbildung erzielt worden, sodass eine maximale Wandstärke von  $s_{max} \approx 2,7$  mm am Bauteil gemessen wird.

Parameter	Aktueller Zustand	Empfehlung	Optimierung
Werkzeugbahn	WzB 3	WzB 2 (Tonne, Ausdün.) WzB 3 (Konturschärfe)	✗ WzB 2
Reitstock <i>RST</i>	Ja	Ja (Ausdünnung) Nein (Tonnenbildung)	✗ Ja
Werkzeugfaktor $\chi = \rho_w / R_{DW,0}$	0,02	↑	✓ 0,08
Zustellung $\lambda = i / \rho_w$	0,5	↓	✓ 0,3125
Vorschub $\kappa = f / \rho_w$	0,25	↑	✓ 0,3125

Tabelle 7.10: Fallstudie 3 - Optimierte Prozessauslegung

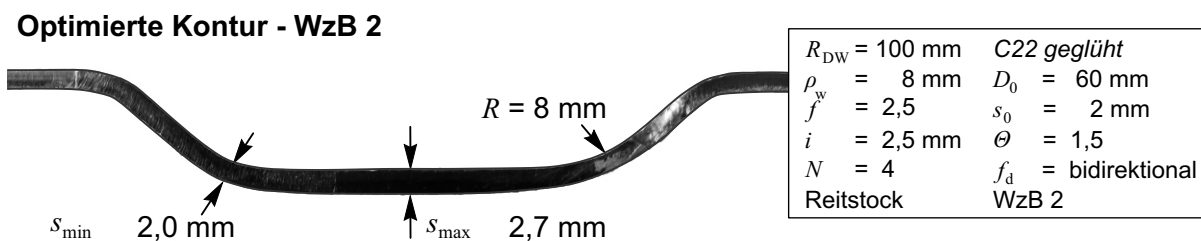


Abbildung 7.12: Fallstudie 3 - Optimiertes Werkstück mithilfe Werkzeugbahn 2

Da allerdings keine scharfkantige Kontur erzielt worden ist, wird im Folgenden auf eine Alternativlösung eingegangen. Der Lösungsansatz beruht auf einer angepassten Werkzeugbahn. Wesentliche Überlegung hierbei ist, dass eine zur Rotationsachse des Werkstücks gerichtete Werkzeugführung den Ausdünnungsvorgang verstärkt, s. Kapitel 6.2.1 und 5.2.6. Die lokal einsetzende Ausdünnung ist in Abbildung 7.13 a) schematisch angedeutet. Um diesen Effekt zu nutzen, ist bei der Gestaltung einer Werkzeugbahn eine derartige Bewegungsrichtung im

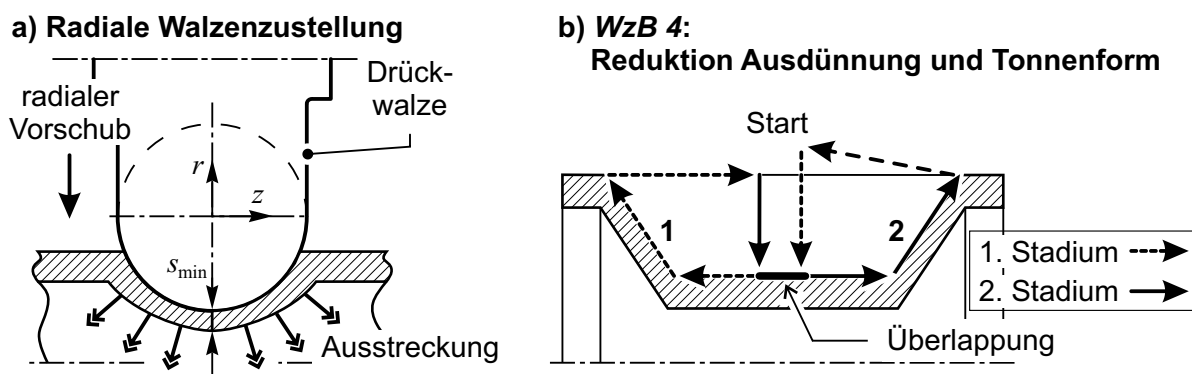


Abbildung 7.13: Fallstudie 3 - Konzept der Werkzeugbahn 4

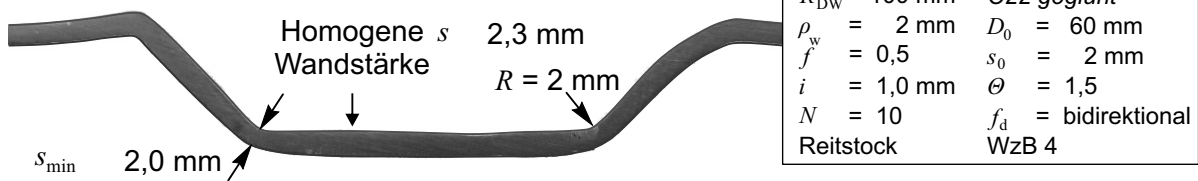
**Optimierte Kontur - WzB 4**

Abbildung 7.14: Fallstudie 3 - Kompensation der lokalen Ausdünnung und der Tonnenform mithilfe Werkzeugbahn 4

Übergang zwischen konischem und zylindrischem Werkstückbereich zu vermeiden. Dementgegen kann mithilfe einer radialen Werkzeugbewegung der Wandstärkenzunahme bzw. der Tonnenbildung im zylindrischen Werkstückbereich aktiv entgegengewirkt werden.

Das Ergebnis einer Werkzeugbahn unter Berücksichtigung dieser Randbedingungen ist in Abbildung 7.13 b) dargestellt. Die Formgebung innerhalb dieser Werkzeugbahn beginnt stets im zylindrischen Werkstückbereich mit einer radialen Zustellung. Im Anschluss findet die Formgebung von zunächst einer Werkstückhälfte innerhalb des ersten Umformstadiums statt. Zuletzt wird die verbleibende Werkstückhälfte ausgeformt, wobei die Formgebung erneut am zylindrischen Werkstückbereich beginnt. Durch die Aufteilung des Umformvorgangs auf unterschiedliche Werkstückbereiche ist eine Überlappung beider Stadien notwendig. Diese Trajektorie der Drückwalze wird als Werkzeugbahn 4 bezeichnet.

Ein mithilfe von Werkzeugbahn 4 gefertigtes Werkstück ist in Abbildung 7.14 dargestellt. Bis auf die Werkzeugbahn wurden alle übrigen Parametereinstellungen gemäß dem Ausgangszustand beibehalten, um die Wirkungsweise der Werkzeugführung separat beobachten zu können. Demnach wird die Kompensation beider unerwünschter Effekte durch Änderung der Werkzeugbewegung bestätigt und die Wirkungsweise der optimierten Werkzeugbahn unter Beweis gestellt. Innerhalb dieses Vergleichs wird die zuvor auftretende minimale Wandstärke  $s_{min}$  um 75 % erhöht, die Wandstärke innerhalb der Tonnenform um 30 % reduziert. An den aufgeführten Beispielen wird somit die Anwendung der identifizierten Ursache-Wirkungs-Zusammenhänge zur Prozessauslegung und zur Auslegung einer Werkzeugbahn erfolgreich aufgezeigt.

## 7.5 Fazit

Die in diesem Kapitel zunächst durchgeführte Zusammenstellung der Ergebnisse erlaubt dem Anwender einen Überblick über signifikante Effekte der Prozessparameter und der Werkzeugbahn auf die untersuchten Zielgrößen. Die darauf aufbauenden Informationen für eine Prozessauslegung können wie folgt zusammengefasst werden:

- Die Angabe grundsätzlicher Empfehlungen für den Reitstock  $RST$ , den Arbeitsradius  $\rho_w$  und die Werkzeugbahn ist möglich.
- Der zulässige Parameterbereich für die Prozessgröße der Arbeitszustellung  $\lambda$  und des spezifischen Vorschubs  $\kappa$  kann anhand der Vorgabe der geforderten Oberflächenwelligkeit  $W_t$  bestimmt werden.
- Mithilfe einer grafischen Parameterbestimmung ist der Einsatz der erarbeiteten analytischen Grundlagen praxistgerecht möglich.

Des Weiteren wurde die Anwendbarkeit der erarbeiteten Ergebnisse anhand von drei Fallstudien untersucht. Über den bisherigen Kenntnisstand wurden dabei folgende Ergebnisse zusätzlich erarbeitet:

- Die Kompensation geometrischer Abweichungen ist über die Anpassung der CNC-Koordinaten möglich.
- Der Effekt der lokalen Wandstärkenreduktion kann aktiv im Rahmen einer Werkzeugbahn zur Kompensation unerwünschter Deformationen eingesetzt werden.

## 7.6 Schlussbemerkung

Die in diesem Kapitel durchgeführten Fallstudien erlauben einen Einblick in eine Vorgehensweise bei der Prozessauslegung für das inkrementelle Engen. Um den Umfang der Arbeit zu begrenzen, wurden allerdings nicht alle abgehandelten Themengebiete erneut als Optimierungsziel aufgegriffen. Die dargelegten Studien sind vielmehr als Beispiele und somit stellvertretend für den gesamten Themenumfang der Arbeit anzusehen.



## 8 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurde zur Durchmesserreduktion dünnwandiger Rohre der Drückprozess verwendet. Auf einen konturgebenden Dorn wurde dabei verzichtet. Diese Verfahrensvariante ist als inkrementelles Engen bezeichnet worden. Das inkrementelle Engen zeichnet sich durch ein hohes Potenzial zur flexiblen Fertigung aus. Allerdings liegt dem Verfahren nur ein geringer Dokumentationsumfang zugrunde, sodass eine Prozessauslegung i.d.R. ausschließlich auf Erfahrungswissen basiert.

Im Rahmen experimenteller und numerischer Untersuchungen wurden in dieser Arbeit sowohl Prozess- als auch Bauteileigenschaften analysiert, mit dem Ziel, wesentliche Ursache-Wirkungs-Prinzipien zu identifizieren und mithilfe phänomenologischer oder analytischer Zusammenhänge zu beschreiben. Dabei erwies sich der Kontaktzustand zwischen Werkzeug und Werkstück als entscheidende Prozesseigenschaft. Darauf basierend wurden Methoden zur Berechnung der Formänderung, der Umformkräfte, der Versagensgrenze, der erforderlichen Prozesszeit und der Oberflächenwelligkeit vorgestellt und experimentell verifiziert. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass die Werkzeugbahn aufgrund der kinematischen Werkzeugführung beim inkrementellen Engen einen hohen Einfluss auf den Werkstofffluss besitzt.

Die Werkstückbelastung während der Umformung wurde mittels FEM analysiert. Die hieraus resultierende Spannungsverteilung wurde zu einem schematischen Modell abstrahiert. Eine Analyse der Eigenspannungen verdeutlichte die Entwicklung von Zugeigenspannungen auf der Werkstückaußenseite. Ebenso wurden geometrische Zielgrößen untersucht und maßgeblich beteiligte Parameter aufgezeigt bzw. Maßnahmen zur Optimierung der Zielgrößen abgeleitet. Weitere Untersuchungen der Bauteileigenschaften zeigten in den überwiegenden Fällen eine Festigkeitszunahme des Werkstoffs auf. Dabei wurde das Gefüge zu einem wellenförmigen Faserverlauf überführt. Verglichen mit dem Drückwalzprozess wurden geringere Umformtemperaturen auch bei deutlich gesteigerten Prozessgeschwindigkeiten und hohen Formänderungen beobachtet.

Zur Auslegung und Optimierung des Prozesses wurden als Ergebnis übertragbare Richtlinien zur Verfügung gestellt. Die Zusammenstellung der Ergebnisse ermöglichte erstmals eine deterministische Prozessauslegung dieses Umformverfahrens. Die Vorgehensweise wurde an-

hand von drei exemplarischen Fallbeispielen aufgezeigt. Durch Anwendung der erarbeiteten Richtlinien und Methoden kann somit in der Praxis sowohl das erforderliche Maß an Erfahrungswissen als auch der Umfang einer kostenintensiven Trial-and-Error-Vorgehensweise bei der Prozessauslegung reduziert werden.

Bei den Untersuchungen erwies sich das inkrementelle Engen nicht nur als flexibel, sondern auch als energieeffizient und äußerst schnell. Demnach sind weitere Grundlagenuntersuchungen gerechtfertigt. Zur Verbesserung der Anwendbarkeit des Verfahrens erscheint hierbei der Einsatz von Optimierungsalgorithmen sinnvoll, um bei mehreren Zielgrößen auch zum Teil gegensätzliche Tendenzen effizient berücksichtigen zu können. Als weiterer Aspekt ist die detailliertere Analyse der Druckverteilung in der Kontaktzone zu nennen, um somit die mathematischen Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und Zielgrößen ausbauen zu können. Allerdings ist hierzu zunächst die Entwicklung beschleunigter Simulationsmethoden notwendige Voraussetzung. Unter technologischen Gesichtspunkten ist die Anwendung des inkrementellen Engens auf dickwandige Rohre zu prüfen, da hiermit das Anwendungsspektrum erweitert werden kann.



## Literaturverzeichnis

- [1] SAMS, D.; BORODAVCHUK, J.: Spin Re-entrant Shapes. In: *American Machinist* (1954), S. 145–147
- [2] LABETZKE, H.: *Untersuchung zum Einziehen von Metallhohlkörpern durch Drücken*, TH Zwickau, Dissertation, 1992
- [3] SCHRÖDER, P.: Einsatzmöglichkeiten moderner Drückmaschinen II. Teil. In: *Blech* 10 (1961), S. 753–758
- [4] RUNGE, M.: *Drücken und Drückwalzen*. Bd. 72. Die Bibliothek der Technik, 1993
- [5] HÖFER, A.: Einziehen rotationssymmetrischer Hohlkörper. In: *Metallverarbeitung* 4 (1976), S. 110–112
- [6] LAHOTI, G.D.; LEE, F.M.: Computer-Aided Simulation of Hot and Cold Nosing of Shells. In: *Proceedings of the 7th NAMCR*, 1978, S. 122–128
- [7] WINSEL, K.; LIEBSCHER, E.: Einziehen und Aufweiten von Rohrabschnitten. In: *Umformtechnik* 24 (1990), S. 64–70
- [8] KIENHÖFER, C.; GRUPP, P.: *Rundknettechnik*. Bd. 252. Moderne Industrie, 2003
- [9] DIN8583-2: *Fertigungsverfahren Druckumformen*. September 2003
- [10] PSYK, V.: *Prozesskette Krümmen - Elektromagnetisch Komprimieren - Innenhochdruckumformen für Rohre und profilförmige Bauteile*, TU Dortmund, Dissertation, 2009
- [11] BEERWALD, C.: *Grundlagen der Prozessauslegung und -gestaltung bei der elektromagnetischen Umformung*, TU Dortmund, Dissertation, 2004
- [12] DIN8584-4: *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen*. September 2003
- [13] SLIGTE, J.G.: A practical look at spinning and flow turning-Part 1. In: *Sheet Metal Industries* (1975), S. 7–11
- [14] FINCKENSTEIN, E.v.; SPUR, G. (Hrsg.); STÖFERLE, T. (Hrsg.); SCHMÖCKEL, D. (Hrsg.): *Handbuch der Fertigungstechnik*. Bd. 2/3. Hanser Verlag, 1985
- [15] FINCKENSTEIN, E.v.; DIERIG, H.; LANGE, K. (Hrsg.): *Umformtechnik*. Bd. 3. Springer, 1990
- [16] AVITZUR, B.: *Metal Forming: Processes and Analysis*. 1. McGraw-Hill Book Company, 1968

- [17] ECKERT, M.; NOLD, E.: Gegenrollen-Drückwalzen: Ein neues Verfahren zum Herstellen großer, hochfester, rohrförmiger Werkstücke. In: *Werkstatt und Betrieb* 125 (1992), S. 64–68
- [18] RAJAGOPAL, S.; KALPAKJIAN, S.: Some aspects of internal shear forging to produce large, interally ribbed aluminium alloy tubes. In: *2nd International Conference of Rotary Forming*, 1982, S. 287–298
- [19] DREIKANDT, H.-J.: Ordnungsschema für drückwalzbare Werkstückformen. In: *Industrie-Anzeiger* 93 (1971), S. 587–591
- [20] HOFEN, W.; WENKE, R.: *Untersuchungen zur Weiterentwicklung des Fließdrückens*, IHS Zwickau, Dissertation, 1986
- [21] SELLIN, W.: *Metalldrücken*. Springer Verlag, 1955
- [22] LUSCHNITZ, M.: Fließdrücken unter Zugspannung. In: *Mitteilungen aus dem ZIF* 5 (1968), S. 42–48
- [23] LUDWIG, H.J.: Drücken von Milchkannen, Milchhofbehältern und Melkeimern. In: *Bänder, Bleche, Rohre* 12 (1971), S. 111–118
- [24] LUDWIG, H.J.: Herstellung von Druckgasflaschen. In: *Bänder, Bleche, Rohre* 12 (1970), S. 516–523
- [25] ALLWOOD, J.M.; UTSUNOMIYA, H.: A survey of flexible forming processes in Japan. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46 (2006), S. 1939–1960
- [26] WONG, C. C.; DEAN, T. A.; LIN, J.: A review of spinning, shear forming and flow forming processes. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (2003), S. 1419–1435
- [27] IGUCHI, T.; YOSHITAKE, A.; IRIE, T.; MORIKAWA, A.: Numerical Simulation and Development of Tube Spinning Process for Exhaust System Components of Motor Vehicles. In: *Proceedings of Numiform*, 2004, S. 1077–1082
- [28] HOMBERG, W.; HORNJAK, D.; BEERWALD, C.: Manufacturing of complex functional graded workpieces with the friction-spinning process. In: *Proceedings of the 13th ESAFORM Conference on Material Forming*, 2010, 943-946
- [29] MUSIC, O.: *Flexible asymmetric spinning*, University of Cambridge, Dissertation, 2011
- [30] PECHTEL, B.: *Über den Einfluss der Werkzeuggeometrie und der Vorschubgeschwindigkeit auf die Verformungskräfte und Werkstückqualitäten beim Drückwalzen über zylindrischen Dorn*, TU München, Dissertation, 1981
- [31] BLASCHKE, W.: *Analytische Untersuchung des Drei-Rollen-Drückwalzens zum Erhalt notwendiger Umformbedingungen*, TU München, Dissertation, 1991

- [32] KLEINER, M.; EWERS, R.; KUNERT, J.; HENKENJOHANN, N.; AUER, C.: Optimization of the Shear Forming Process by Means of Multivariate Statistical Methods. In: *Technical Report SFB 475 23* (2005), S. 1–15
- [33] EWERS, R.: *Prozessauslegung und Optimierung des CNC-gesteuerten Formdrückens*, TU Dortmund, IUL, Dissertation, 2005
- [34] KELLER, S.: *Statistisches Modell zur Ermittlung des Kraft- und Drehmomentbedarfs bei der Fertigung von Spaltscheiben.*, Universität - Gesamthochschule Siegen, Dissertation, 1996
- [35] HAYAMA, M.; KAWAI, K.: Das Drücken von Blechen in der Kleinserienfertigung. In: *Bleche Rohre Profile* 28 (1981), S. 514–517
- [36] DREIKANDT, H.-J.: *Untersuchungen über das Drückwalzen zylindrischer Hohlkörper und Beitrag zur Berechnung der gedrückten Fläche und der Kräfte*, Universität Stuttgart, Dissertation, 1973
- [37] BILGRAM, R.: *Untersuchungen über Kräfte, Drehmomente und Leistungen beim Drei-Rollen-Drückwalzen über zylindrischen Dorn*, TU Berlin, Dissertation, 1977
- [38] GORBAUCH, S.; HEIDEL, K.-H.; KÜHMEL, S.: Entwicklungsstand und Anwendungsmöglichkeiten des Abstreckdrückens. In: *Fertigungstechnik und Betrieb* 28 (1978), S. 174–177
- [39] HEIDEL, K.-H.; KÜHMEL, S.: *Verfahrensoptimierung des Abstreckdrückens mit Kugeln für tiefgezogene Näpfe*, TH Karl-Marx-Stadt, Dissertation, 1978
- [40] THAMASETT: Abstreckdrücken rotationssymmetrischer, zylindrischer Hohlkörper aus Aluminium mit schräggestellten Rollen. In: *Mitteilung aus dem Versuchsfeld für bildsame Formgebung am Max-Planck-Institut für Metallforschung, Stuttgart* (1960), S. 15–20
- [41] DRÖGE, K.-H.: *Kräfte und Materialfluss beim Drücken*, Universität Stuttgart, Dissertation, 1954
- [42] REICHEL, H.: Über das Walzdrücken kegelförmiger Werkstücke aus Aluminium. In: *Fertigungstechnik* 8 (1958), S. 201–260
- [43] QUIGLEY, E.; MONAGHAN, J.: Enhanced finite element models of metal spinning. In: *Journal of Materials Processing Technology* 121 (2002), S. 43–49
- [44] THAMASETT, E.: *Kräfte und Grenzformänderungen beim Abstreckdrücken zylindrischer, rotationssymmetrischer Hohlkörper aus Aluminium*, TH Stuttgart, Dissertation, 1960
- [45] SANNER, P.: *Kräfte und Grenzformänderungen beim Projizierabstreckdrücken konischer, rotationssymmetrischer Hohlkörper*, TU Berlin, Dissertation, 1963
- [46] HAYAMA, M.; MUROTA, T.: On the study of metal spinning. In: *Bulletin of the faculty of engineering, Yohohama national univ.* 12 (1963), S. 54–88

- [47] GUR, M.; TIROSH, J.: Plastic Flow Instability Under Compressive Loading During Shear Spinning Process. In: *Journal of Engineering for Industry* 104 (1982), S. 17–22
- [48] KOPP, R.: Der Werkstofffluß beim Dreirollen-Drückwalzen. In: *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 5 (1972), S. 397–404
- [49] JIANGUO, Y.; MAKOTO, M.: An experimental study on paraxial spinning of one tube end. In: *Journal of Materials Processing Technology* 128 (2002), S. 324–329
- [50] YAO, J.; MURATA, M.: Paraxial spinning of one end of circular aluminium tube. In: *Proceedings of the 7th ICTP*, 2002, S. 1735–1740
- [51] QUIGLEY, Monaghan J. E.: Metal forming: An analysis of spinning processes. In: *Journal of Material Processing Technology* 103 (2000), S. 114–119
- [52] NZAHUMUNYURWA, S.: *Optimierungskonzepte und materialwissenschaftliche Untersuchungen zum Umformen von Pt-Werkstoffen durch Drücken*, Universität Kaiserslautern, Dissertation, 1999
- [53] AVITZUR, B.; YANG, C.T.: Analysis of power spinning of cones. In: *Journal of engineering for industry* August (1960), S. 231–245
- [54] KALPAKCIOGLU, S.: On the mechanics of shear spinning. In: *Journal of engineering for industry* May (1961), S. 125–130
- [55] KOBAYASHI, S.; THOMSEN, E.G.: Theory of spin forging. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 10 (1961), S. 114–123
- [56] SORTAIS, H.C.; KOBAYASHI, E.G. S.and T. S.and Thomson: Mechanics of conventional spinning. In: *Transactions of the ASME* November (1963), S. 346–350
- [57] BENNICHI, P.: Tube spinning. In: *International Journal of Production Research* 14 (1976), S. 11–21
- [58] YAO, J.; MURATA, M.: Effects of indented feed of roller tool on parallel spinning of circular aluminium tube. In: *Journal of materials processing technology* 128 (2002), S. 274–279
- [59] KLEINER, M.; GÖBEL, R.; KANTZ, H.; KLIMMEK, Ch.; HOMBERG, W.: Combined Methods for the Prediction of Dynamic Instabilities in Sheet Metal Spinning. In: *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 51 (1) (2002), S. 209–214
- [60] HEROLD, G.; GORBAUCH, S.; HARTWIG, H.: Kraft- und Drehmomentbedarf beim Drückwalzen. In: *Blech Rohre Profile* 42 (1995), S. 708–712
- [61] YAO, J.; MURATA, M.: An experimental study on spinning of taper shape on tube end. In: *Journal of Materials Processing Technology* 166 (2005), S. 405–410
- [62] DIERIG, H.: *CNC-Drücken mit adaptiver Regelung*, TU Dortmund, Dissertation, 1992

- [63] MUSIC, O.; ALLWOOD, J.M.; KAWAI, K.: A review of the mechanics of metal spinning. In: *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010), S. 3–23
- [64] HAYAMA, M.: Experimental study of tube spinning. In: *Bulletin of the JSME* 22, 167 (1979), S. 769–775
- [65] THIEM, L. v.: *Ein Beitrag zur Ermittlung der technologischen Richtwerte zum Fließdrücken von Aluminium und Aluminium-Legierungen*, TH Karl-Marx-Stadt, Dissertation, 1973
- [66] OTTO, F.: *Untersuchungen zum Abstreckdrücken kreiszylindrischer Hohlkörper*, TH Karl-Marx-Stadt, Dissertation, 1983
- [67] JACOB, H.: Erfahrungen beim Fließdrücken zylindrischer Werkstücke. In: *Fertigungstechnik und Betrieb* 3 (1962), S. 169–182
- [68] SMIRNOV, V.V.; JUDIN, L.G.; LITVINOV, V.G.: Auswahl der Kugellanzahl beim Abstreckdrücken (in Russisch). In: *Sammlung Technologija maninostroenija* 15 (1973), S. 106–110
- [69] LÜTKENHORST, H.: *Über die Grenzen der Umformung beim Gegenlauf-Drückwalzen von hochfesten Stählen*, TU München, Dissertation, 1974
- [70] KÖHNE, R.: *Rechnergestützte Ermittlung und Verarbeitung von Umformparametern für das Fertigungsverfahren Drücken*, TU Dortmund, Dissertation, 1984
- [71] MURATA, M.; KUBOKI, T.; MURAI, T.: Compression spinning of circular magnesium tube using heated roller tool. In: *Journal of Materials Processing Technology* 162-163 (2005), S. 540–545
- [72] KLOCKE, F.; WEHRMEISTER, T.: Laser-Assisted Metals Spinning of Advanced Materials. In: *Proceedings of Laser Assisted Net Shape Engineering* (2004), S. 1183–1192
- [73] HAYAMA, M.: Study on the spinnability of aluminium and its alloys. In: *1st International conference on rotary metalworking processes* (1979), S. 207–216
- [74] HAYAMA, M.; MUROTA, T.; KUDO, H.: Deformation modes and wrinkling of flange on shear spinning. In: *Bulletin of the JSME* 9, 34 (1966), S. 423–433
- [75] WOOD, W.W.; GOFORTH, R.E.; FORD, R.A.: *Theoretical Formability - Development*. Bd. 1. Aeronautical Systems Division, 1961
- [76] KAFTANOGLU, B.; TEKKAYA, A.E.: Beitrag zur Ermittlung der Falten 1. Ordnung beim Tiefziehen. In: *Neuere Entwicklungen in der Blechbearbeitung, Seminar der Forschungsgesellschaft Umformtechnik Stuttgart* 9 (1984), S. 1–34
- [77] MEIER, M.: *Die Faltenbildung im Flansch von rotationssymmetrischen Tiefziehteilen*, ETH Zürich, Dissertation, 1986

- [78] KOBAYASHI, S.: Instability in Conventional Spinning of Cones. In: *Transactions of the ASME* February (1963), S. 44–48
- [79] KANG, D.-C.; GAO, X.-C.; MENG, X.-F.; WANG, Z.-H.: Study on the deformation mode of conventional spinning of plates. In: *Journal of Materials Processing Technology* 91 (1999), S. 226–230
- [80] EBERTSHÄUSER, H.: Untersuchung über das Einziehen (Verjüngen) von Hohlkörpern - Teil 1. In: *Blech, Rohre, Profile* 27 (1980), S. 6–12
- [81] BRAZIER, L.G.: On the Flexure of Thin Cylindrical Shells and Other Thin Sections. In: *The Royal Society* Bd. 116, 773 (1927), S. 104–114
- [82] EBERTSHÄUSER, H.: Untersuchung über das Einziehen (Verjüngen) von Hohlkörpern - Teil 2. In: *Blech, Rohre, Profile* 27 (1980), S. 86–93
- [83] HAUKE, S.: *Grundlagen des Fließspaltens von Blechronden*, TU Darmstadt, Dissertation, 1999
- [84] SIEBEL, E.: *Die Formgebung im bildsamen Zustande*. Verlag Stahleisen, 1932
- [85] QUIGLEY, E.; MONAGHAN, J.: An Analysis of conventional spinning of light sheet metal. In: *Proceedings of the SheMet*, 1999, S. 547–554
- [86] HAYAMA, M.: Theoretical study of tube spinning. In: *Bulletin of the Faculty of Engineering, Yokohama National University* 15 (1966), S. 33–48
- [87] HAYAMA, M.: Study of lubrication in shear spinning. In: *Bulletin of the faculty of engineering* 20 (1971), S. 61–69
- [88] HAYAMA, M.; KUDO, H.: Analysis of diametral growth and working forces. In: *Bulletin of the JSME* 22, 167 (1979), S. 776–784
- [89] CISLING, Y.: Spinning of Metals. In: *The Metallurgist and Materials Technologist* 16 (1984), S. 644–648
- [90] HAYAMA, M.: On the mechanism of shear spinning. In: *Proceedings of the International Conference on Production Engineering* Bd. 1, 1974, S. 262–267
- [91] HAYAMA, M.: Further investigation of lubrication in the shear spinning. In: *Journal of the Japanese Society for Technology of Plasticity* 13 (139) (1972), S. 600–608
- [92] EBERTSHÄUSER, H.: Untersuchung über das Einziehen (Verjüngen) von Hohlkörpern - Teil 3. In: *Blech, Rohre, Profile* 27 (1980), S. 161–166
- [93] MARCINIAK, Z.; DUNCAN, J.: *Mechanics of Sheet Metal Forming*. Edward Arnold, 1992
- [94] KÖRBER, F.: Die Grundlagen der bildsamen Verformung. In: *Mitteilungen aus dem Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung zu Düsseldorf* XXII, Lieferung 5 (1939), S. 57–80
- [95] HILL: *The Mathematical Theory of Plasticity*. Oxford University Press, 1950

- [96] SLATER, R.A.C.; JOORABCHIAN, A.: Spin forging of sheet metal cones having various cone angles and an upper bound estimate for the tangential component force exerted at the workpiece-roller interface. In: *17th International Machine Tool Design and Research Conference*, 1976, 521-529
- [97] COLDING, B.N.: Shear Spinning. In: *Transactions of the ASME* (1959), Nr. 59
- [98] AVITZUR, B.: *Analysis of Power Spinning of Cones*, University of Michigan, Dissertation, 1959
- [99] AVITZUR, B.; FLOREEN, S.; CARLETON, W.; HUCK, E. E.; RAGONE, D. V.: An Investigation of Metal Spinning / The University of Michigan. 1959. – Forschungsbericht
- [100] HAYAMA, M.; MUROTA, T.; KUDO, H.: Experimental study of shear spinning. In: *Bulletin of JSME* 8, 31 (1965), S. 453–460
- [101] KIM, C.; JUNG, S.Y.; CHOI, J.C.: A lower upper-bound solution for shear spinning of cones. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 45 (2003), S. 1893–1911
- [102] CHEN, M.-D.; HSU, R.-Q.; FUH, K.-H.: An analysis of force distribution in shear spinning of cone. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 47 (2005), S. 902–921
- [103] HAYAMA, M.: Analysis of working force in shear spinning of cones. In: *Bulletin of the Faculty of Engineering Yokohama National University* 26 (1977), S. 99–116
- [104] PARK, J.-W.; KIM, Y.-H.; BAE, W.-B.: Analysis of tube-spinning processes by the upper-bound stream-function method. In: *Journal of Materials Processing Technology* 66 (1997), S. 195–203
- [105] PRAGER, W.; HODGE, P.H.: *Theorie ideal plastischer Körper*. Springer-Verlag, 1954
- [106] LIPPMANN, H.: Grundlagen der Kraftberechnung für die Massivumformung. In: *Werkstattstechnik* 54, Heft 8 (1964), S. 358–364
- [107] CHEN, M.D.; HSU, R.-Q.; FUH, K.-H.: Forecast of shear spinning force and surface roughness of spun cones by employing regression analysis. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41 (2001), S. 1721–1734
- [108] XIA, Q.; S., Shima; KOTERA, H.; YASUHUKU, D.: A study of the one-path deep drawing spinning of cups. In: *Journal of Materials Processing Technology* 159 (2005), S. 397–400
- [109] DREIKANDT, H.-J.: Drückwalzen zylindrischer Hohlkörper - Versuchsergebnisse vom Gleichlauf-Drückwalzen. In: *Blechverarbeitung und Oberflächenbehandlung* 23 (1972), S. 25–35
- [110] MOGIL'NYJ, N.I.: Experimentell Untersuchung des mechnischen Ablaufs beim automatisierten Fließdrücken gewölbter Teile auf Drückbänken (in Russisch). In: *Kunzn.-stamp. Proizvod.* 12 (1970), S. 10–13

- [111] EL-KHABEERY, M.M.; FATTOUH, M.N.; EL-SHEIKH, M.N.; HAMED, O.A.: On the conventional simple spinning of cylindrical aluminium cups. In: *International Journal Machine Tools Manufacturing* 31 (1990), S. 203 – 219
- [112] GÖBEL, R.; KLEINER, M.; HENKENJOHANN, N.: New Approach for Process Planning and Optimization in Sheet Metal Spinning. In: *Advanced Materials Research* 6-8 (2005), S. 493–500
- [113] HENKENJOHANN, N.: *Eine adaptive sequentielle Prozedur zur effizienten Optimierung des CNC-gesteuerten Drückprozesses*, TU Dortmund, Dissertation, 2006
- [114] WENZEL, S.: *Sequential multi-objective target-value optimization*, TU Dortmund, Dissertation, 2011
- [115] KÖHNE, R.: Einsatz eines Kraftsensors zur Stadienplanoptimierung beim Drücken. In: *Industrie Anzeiger* 88 (1983), S. 58–59
- [116] PALTEN, H.: Herstellung von Gasflaschen und Stoßdämpferrohren auf einer automatischen Rohrschließmaschine. In: *Blech, Rohre, Profile* 29 (1982), S. 529–530
- [117] AKKUS, N.; KAWAHARA, M.: An experimental and analytical study on dome forming of seamless Al tube by spinning process. In: *Journal of Materials Processing Technology* 173 (2006), S. 145–150
- [118] SCHULZ, E.: Herstellung von Ziehangeln auf Rundknetmaschinen. In: *Technische Rundschau* 57 (1965), S. 27–37
- [119] KALPAKCIOGLU, S.; KEGG, R.L.: How to improve your shear - forming technique. In: *American Machinist/Metalworking Manufacturing* 25 (1960), S. 100–101
- [120] NAWI, I.; MAHDAVIAN, S.M.: Hydrodynamic Lubrication in Metal Spinning. In: *Tribology of Manufacturing Processes* 5 (1994), S. 119–123
- [121] JACOB, H.; GARREIS, F.: Rollenanzordnung und Rollenform beim Fließdrücken kreiszylindrischer Hohlkörper. In: *Fertigungstechnik und Betrieb* (1965), S. 279–283
- [122] SOLOVCOV, S.S.; KROLEV, V.N.: Bestimmung der Parameter des Abstreckdrückens besonders dünnwandiger Teile durch Kugeln (In Russisch). In: *Kunzn.-stamp. Proizvod.* 11 (1969), S. 14–18
- [123] BOSCH, W.: Bildsame Formgebung durch Zylinder-Fließdrücken dickwandiger Mäntel ohne Boden. In: *Sonderdruck aus Maschinenmarkt* 19 (1975)
- [124] CHEN, M.D.; HSU, R.-Q.; KUANG-HUA, F.: Effects of over-roll thickness on cone surface roughness in shear spinning. In: *Journal of Material Processing Technology* 159 (2003), S. 1–8
- [125] SLATER, R.A.C.; CHEUNG, K.C.: Factors affecting the external surface finish during the spin-forging of commercially pure aluminium sheet metal cones / Department of Mechanical



- Engineering, The City University, London. 1980. – Forschungsbericht
- [126] KÜPPERS, W.: Formgebung von nichtrostenden Feinblechen durch Drücken. In: *DEW-Technische Berichte* 14 (1974), S. 24–34
- [127] SIEGEL, R.: Zur Verfestigung beim Fließdrücken. In: *Umformtechnik* 4 (1970), S. 41–47
- [128] WILHELM, H.: *Untersuchungen über den Zusammenhang zwischen Vickershärte und Vergleichsformänderung bei Kaltumformvorgängen*, Universität Stuttgart (TH), Dissertation, 1969
- [129] FROBIN, R.: Untersuchungen zum Form- und Abstreckdrücken. In: *Umformtechnik* 15 (1981), S. 20–29
- [130] JACOB, H.: Fließdrücken von Molybdän. In: *Mitteilungen aus dem ZIF* 3 (1968), S. 40–48
- [131] MASCHKE, H.: Das Drücken dünner Bleche - 2. Teil. In: *Blech* (1963), S. 448–454
- [132] HAYAMA, M.; KUDO, H.; SHINOKURA, T.: Study of the pass schedule in conventional simple spinning. In: *Bulletin of the JSME* 13 (1969), S. 1358–1365
- [133] KAWAI, K.; HAYAMA, M.: Roller pass programming in conventional spinning by NC spinning machine. In: *Advanced Technology of Plasticity* 11 (1987), S. 711 – 718
- [134] KAWAI, K.; ZANG, W.R. (Hrsg.): *Rotary Forming*. International Academic Publishers, 1989
- [135] DUDZIAK, R.: *Einsatz einer fertigungstechnischen Programmiersprache in der Umformtechnik am Beispiel des numerisch gesteuerten Drückens*, Universität Bochum, Dissertation, 1981
- [136] SCHWAGER, A.; GORBAUCH, S.; LOHMANN, H.D.; RÖSTEL, H.; LABETZKE, H.; KLEMMAN, B.: Durchgängige rechnerunterstützte Lösung bei der Entwicklung und Produktionsüberleitung von Haushaltgeschirr. In: *Fertigungstechnik und Betrieb* 39 (1989), S. 585–589
- [137] SCHWAGER, A.; HARTWIG, H.; KRÄUSEL, V.: Arbeitsfolgen optimieren - Wissenbasiertes System zur Stadienplanung beim Drücken von Metallteilen ist offline verbunden mit einem Cad-System. In: *Maschinenmarkt* 99 (1993), S. 20–25
- [138] KRÄUSEL, V.: *Entwicklung eines wissensbasierten Systems für das Metalldrücken*, TU Chemnitz, Dissertation, 1994
- [139] SCHRÖDER, P.: Einsatzmöglichkeiten moderner Drückmaschinen. In: *Blech* 8 (1961), S. 579–585
- [140] HENKENJOHANN, N.; GÖBEL, R.; KLEINER, M.; KUNERT, J.: An Adaptive Sequential Procedure for Efficient Optimization of the Sheet Metal Spinning Process. In: *Quality and Reliability Engineering Internation* 21 (2005), S. 439–455
- [141] DAX, W.; DROZD, N.; GLÄSER, W. D.: *Tabellenbuch Metalltechnik*. Bd. 13. Handwerk und Technik, 2009

- [142] VOCE, E.: The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. In: *Journal Institute of Metals* 74 (1948), S. 537–562
- [143] KLEPPMANN, W.: *Taschenbuch Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren*. 6. Carl Hanser Verlag, 2009
- [144] FLAMANN, M.T.; BOAG, J.M.: Experimental Mechanics. In: *Society of Experimental Mechanics* 25 (1990), S. 205–207
- [145] HOSFORD, W.F.; CADDELL, R.M.: *Metal Forming: Mechanics and Metallurgy*. Cambridge University Press, 2007

## A Anhang - Versuchspläne

Nr	WzB	RST	$N$	$v$ in mm/min	$s$ in U/min	$\rho_w$ in mm	$f_d$
1	I	mit	4	500	500	2	bidirektional
2	II	ohne	4	100	200	2	unidirektional
3	I	ohne	10	100	500	2	bidirektional
4	II	mit	4	100	500	2	unidirektional
5	I	mit	10	100	200	2	unidirektional
6	II	mit	4	100	500	2	bidirektional
7	III	mit	10	100	200	2	bidirektional
8	II	ohne	4	100	200	2	bidirektional
9	II	ohne	4	500	500	8	bidirektional
10	II	mit	10	100	500	8	bidirektional
11	II	ohne	10	100	200	8	unidirektional
12	I	ohne	10	500	200	8	bidirektional
13	III	mit	10	500	500	8	bidirektional
14	II	mit	4	500	200	8	bidirektional
15	II	ohne	10	100	200	8	bidirektional
16	III	mit	4	100	200	8	unidirektional
17	III	ohne	10	100	500	2	unidirektional
18	I	ohne	4	500	200	2	unidirektional
19	II	ohne	10	500	500	2	unidirektional
20	III	mit	4	500	500	2	unidirektional
21	II	ohne	10	500	500	2	bidirektional
22	III	ohne	4	500	200	2	bidirektional
23	II	mit	10	500	200	2	bidirektional
24	II	mit	10	500	200	2	unidirektional
25	I	mit	4	100	200	8	bidirektional
26	II	mit	4	500	200	8	unidirektional
27	III	ohne	10	500	200	8	unidirektional
28	I	mit	10	500	500	8	unidirektional
29	II	mit	10	100	500	8	unidirektional
30	III	ohne	4	100	500	8	bidirektional

Nr	WzB	RST	$N$	$v$ in mm/min	$s$ in U/min	$\rho_w$ in mm	$f_d$
31	I	ohne	4	100	500	8	unidirektional
32	II	ohne	4	500	500	8	unidirektional
R1	I	mit	4	500	500	2	bidirektional
R2	III	mit	10	100	200	2	bidirektional
R3	II	mit	10	500	200	2	bidirektional

Tabelle A.1: Versuchsplan *Werkzeugbahn*

---

Nr	WzB	RST	$N$	$f$ in mm/U	$s$ in U/min	$\rho_w$ in mm	$f_d$
L01	II	mit	10	5	100	2	unidirektional
L02	II	mit	10	1	200	2	bidirektional
L03	II	ohne	10	5	100	2	bidirektional
L04	II	mit	4	5	100	2	bidirektional
L05	II	mit	4	1	100	2	unidirektional
L06	II	ohne	10	1	300	2	unidirektional
L07	II	ohne	4	1	200	2	bidirektional
L08	II	ohne	4	5	100	2	unidirektional
L09	II	mit	4	5	100	8	unidirektional
L10	II	ohne	4	5	100	8	bidirektional
L11	II	ohne	10	1	300	8	bidirektional
L12	II	ohne	10	5	100	8	unidirektional
L13	II	mit	10	5	100	8	bidirektional
L14	II	ohne	4	1	200	8	unidirektional
L15	II	mit	10	1	400	8	unidirektional
L16	II	mit	4	1	100	8	bidirektional
L17	II	ohne	4	1	300	8	unidirektional

Tabelle A.2: Versuchsplan *Werkstoffvariation*

# LEBENS LAUF

## Lukas Kwiatkowski

### PERSÖNLICHE DATEN

<b>Anschrift</b>	Wilmsmannstr. 13 44269 Dortmund
<b>Geboren</b>	03. November 1979 in Beuthen
<b>Staatsangehörigkeit</b>	deutsch
<b>Familienstand</b>	verheiratet, 2 Kinder

### BERUFLICHER WERDEGANG

<b>seit April 2006</b>	wissenschaftlicher Angestellter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der Technischen Universität Dortmund
------------------------	--

### AKADEMISCHE AUSBILDUNG

<b>Oktober 2002 - März 2006</b>	Studium Maschinenbau an der Rheinisch-Westfälisch Technischen Hochschule Aachen Fachrichtung: Fahrzeugtechnik Abschluss: Diplom Ingenieur
<b>Oktober 2000 - September 2002</b>	Studium Maschinenbau an der Technischen Universität Dortmund Abschluss: Vordiplom

### STUDIENBEGLEITENDE TÄTIGKEITEN

<b>März 2003 - September 2004</b>	studentische Hilfskraft am Institut für Kraftfahrwesen Aachen
<b>Februar 2002 - September 2002</b>	studentische Hilfskraft bei der AutoCam Informationstechnik GmbH in Dortmund
<b>September 2000 - Januar 2002</b>	Croupier im Casino Hohensyburg in Dortmund

### ZIVILDIENTST

<b>September 1999 - Juli 2000</b>	Caritas Wohnstätte in Dortmund
---------------------------------------	--------------------------------

### SCHULBILDUNG

<b>1990 - 1999</b>	Bert - Brecht - Gymnasium in Dortmund Abschluss: Abitur
<b>1986 - 1990</b>	Marienborn Grundschule in Dortmund