

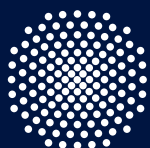
BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK

IFU

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart

Nadezda Missal

84 Kaltmassivumformen von Hohlbauteilen mit
komplexen helixförmigen Innengeometrien



Universität Stuttgart

Kaltmassivumformen von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde einer Doktor-Ingenieurin (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

von
Nadezda Missal geb. Labanova
aus Taschkent

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens

Tag der mündlichen Prüfung: 24.09.2019

Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart

2019

Dipl.-Ing. Nadezda Missal
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

D93

ISBN 978-3-946818-09-0

Institut für Umformtechnik

Universität Stuttgart
Holzgartenstraße 17
70174 Stuttgart
www.ifu.uni-stuttgart.de

Printed in Germany

Geleitwort des Herausgebers

Die langjährige Buchreihe „Beiträge zur Umformtechnik“ enthält Forschungsberichte oder abgeschlossene Dissertationen, die am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart oder durch eine Zusammenarbeit zwischen dem Institut und einem Unternehmen entstanden sind bzw. um andersartige Abschlussberichte langjähriger Forschungsarbeiten.

Umformen ist die gezielte Änderung der Form, der Oberfläche und der Eigenschaften eines metallischen Körpers unter Beibehaltung von Masse und Stoffzusammenhalt.

Diese Definition für das Umformen metallischer Körper in Anlehnung an DIN 8580 beschreibt nicht nur die gezielte Änderung der Form, sondern auch die gezielte Änderung der Oberfläche und der Eigenschaften des Produktes durch den Umformvorgang. Die Technik des Umformens befasst sich daher mit einer möglichst guten Vorausbestimmbarkeit von finalen Produkteigenschaften, wobei die mathematische Beschreibung und die Modellbildung des Umformprozesses eine grundlegende Voraussetzung für die numerische Simulation mithilfe der Methode der Finiten Elemente (FEM) liefert.

Oftmals geht die intuitive, auf aktuellen Grundlagenerkenntnissen basierende Forschung in der Umformtechnik zusammen mit einer experimentellen Herangehensweise an neue Fragestellungen einher. Die dabei erzielten Forschungsergebnisse dienen dem allgemeinen Wissenserwerb und dem Grundlagenverständnis von werkstofflichen und verfahrensspezifischen Phänomenen und sind somit nicht nur für Wissenschaftler, sondern auch für die in der Praxis stehenden Ingenieure von grundsätzlicher Bedeutung.

Stets kürzere Entwicklungszeiten für neue Produkte der Umformtechnik einerseits und veränderte Wertschöpfungsketten, die Dynamik von Märkten, neue Technologien sowie veränderte Randbedingungen, wie z. B. Leichtbaubestrebungen und Initiativen im Sinne von Industrie 4.0, erfordern heute eine besondere Intensivierung der anwendungstechnisch ausgerichteten Forschung und Entwicklung auf diesen Gebieten. Moderne Forschungsstellen sind in beide Prozesse eingebunden: zum einen in die Grundlagenforschung mit Blick auf Werkstoffe, Verfahren und Maschinen der Umformtechnik und zum anderen in vorwettbewerbliche bzw. stark anwendungsorientierte Prozesse der Lösungsfindung.

Ziel und Motivation für die Herausgabe dieser Berichte ist daher die Publikation solcher teils grundlagenorientierter, teils recht praxisorientierter Forschungs- und Entwicklungsarbeiten, die an meinem Institut entstehen. Ein weiteres Ziel dieser Buchreihe ist das Bereitstellen einer fundierten Basis für weiterführende wissenschaftliche Arbeiten auf internationalem Niveau.

Mathias Liewald

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart. Die Anfertigung dieser Arbeit wäre ohne Unterstützung vieler Menschen nicht möglich gewesen.

Zunächst möchte ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA, Leiter des Instituts für Umformtechnik der Universität Stuttgart, für seine langjährige Unterstützung, entgegengebrachtes Vertrauen und wissenschaftliche Freiheiten während meiner Zeit am IFU und darüber hinaus danken. Weite Teile dieser Dissertation sind durch die mit ihm geführten fachlichen Diskussionen maßgeblich geprägt.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens, Direktor des Instituts für Umformtechnik und Umformmaschinen der Leibniz Universität Hannover, danke ich herzlich für die Übernahme des Mitberichts sowie fachliche Diskussionen und Anregungen.

Besonderer Dank gebührt Dr.-Ing. Alexander Felde, Leiter der Abteilung Massivumformung des IFU. Dr. Felde ermutigte mich noch während meines Studiums in Russland zum Anfertigen dieser Dissertation und unterstützte mich langjährig sowohl wissenschaftlich als auch menschlich. Weiterhin danke ich Herrn Robert Meißner für seine Ratschläge bei der Einrichtung der Presse zur Durchführung der experimentellen Untersuchungen und seine Unterstützung bei der Verbesserung meiner Deutschkenntnisse. Hervorheben möchte ich auch meine ehemaligen Kollegen aus der Abteilung Massivumformung und ihnen für den kollegialen Zusammenhalt und gegenseitige Unterstützung danken. Ihr machtet das Arbeiten und Forschen am IFU zu einer spannenden und unvergesslichen Zeit. Ferner gilt mein Dank dem technischen Personal des Institutes für Umformtechnik, vor allem den Mitarbeitern der Werkstatt, für die Anfertigung zahlreicher Werkzeuge und Nacharbeitung der Halbzeuge für die experimentellen Untersuchungen.

Weiterhin möchte ich mich herzlich bei den Industriepartnern des Verbandes „massiver Leichtbau“, insbesondere Herrn Michael Fiderer, Roland Lochmann, Jürgen Lutz und Dr. Joachim Holz, für Ihre fachliche Unterstützung bedanken.

Zahlreiche Studien-, Bachelor- und Masterarbeiten sowie hilfswissenschaftliche Tätigkeiten, die ich während meiner Zeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am IFU betreute, legten ebenfalls einen der Grundsteine dieser Dissertation. Für diese großartige Unterstützung möchte ich Stefanie Schwertel, Ziya Pür, Robin Kowala, Orgil Bayarsaikhan, Tahsin Deliktas und Tobias Fackler meinen Dank aussprechen.

Für die finanzielle Förderung der in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen möchte ich mich bei dem Bundesministerium für Wirtschaft und Energie bedanken.

Meinen Eltern und meiner Schwester, Olga Subbotina, Nikolai Labanov und Elena Koscheleva, sowie meinen Schwiegereltern möchte ich für die Unterstützung bei meinem Studium, dieser Dissertation und allen Lebenslagen danken. Darüber hinaus spreche ich meinen Dank an meine Freunde, die mich ebenfalls während dieser Arbeit unterstützten, aus. Meinem Ehemann, Valentin Missal, danke ich herzlich für seine Geduld und Zeit bei den sprachlichen Korrekturen meiner Dissertation, grenzenloser Motivation und für seinen großen Rückhalt.

Ihm möchte ich meine Dissertation widmen.

Nadezda Missal geb. Labanova

Schwieberdingen, Mai 2019

Inhaltsverzeichnis

Geleitwort des Herausgebers	i
Danksagung	ii
Inhaltsverzeichnis	iv
Abkürzungsverzeichnis	viii
Formelzeichen.....	ix
Kurzfassung.....	xiv
Abstract.....	xvii
1 Einleitung.....	1
2 Stand der Technik.....	4
2.1 Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen Innengeometrien	4
2.1.1 Herstellung von Innengeometrien durch Zerspanung	4
2.1.2 Herstellung von Innengeometrien durch inkrementelles Umformen.....	7
2.1.3 Herstellung von Innengeometrien durch Kaltfließpressen.....	11
2.2 Bedeutung des Kaltfließpressens für die Herstellung von Antriebskomponenten	23
2.2.1 Beitrag des Kaltfließpressens zum Leichtbau von Antriebskomponenten	24
2.2.2 Durch Kaltfließpressen erreichbare Toleranzklassen	26
2.2.3 Produktivitätsbestimmende Faktoren des Kaltfließpressens.....	28
2.3 Zusammenfassung der Fertigungsverfahren zur Herstellung von Innengeometrien	29
2.4 Ausstoßen von Hohlbauteilen nach dem Umformen	30
2.4.1 Tribologisches System beim Fließpressen	30
2.4.2 Reibungsgesetze für das Kaltfließpressen und Abstreckgleitziehen.....	33
2.4.3 Ausstoßen von verzahnten Bauteilen.....	34
2.4.4 Analytische Berechnung der Selbsthemmung	38
2.5 Auswertung des Standes der Technik und Herleitung des Forschungsbedarfs	41
3 Motivation, Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise	44
4 Verwendete Simulationssoftware und Bestimmung der Materialkennwerte	47
4.1 Untersuchte Hohlbauteile mit komplexen helixförmigen Innengeometrien.....	47

4.2	Simulationssoftware und Werkstoffmodellierung	48
4.2.1	Versuchswerkstoff Einsatzstahl 16MnCr5	48
4.2.2	Aufnahme der Fließkurven und Fließkurvenextrapolation	50
4.3	Versuchsplan der numerischen Untersuchungen	53
5	Numerische und analytische Untersuchung des Umformprozesses und Ausstoßens ...	55
5.1	Grundlegende Untersuchungen des Abstreckgleitziehens	55
5.1.1	Bestimmung des günstigsten Öffnungswinkels des Ziehrings.....	59
5.2	Stochastische Simulation des Abstreckgleitziehens.....	61
5.2.1	Auswahl einer geeigneten Samplingmethode	62
5.2.2	Korrelationsanalyse und Sensitivitätsanalyse der Kaltfließpressversuche.....	64
5.3	Bestimmung der Einflussfaktoren auf die Formfüllung.....	65
5.3.1	Ergebnisse der Sensitivitätsanalysen mit weichgeglühten Halbzeugen.....	68
5.3.2	Ergebnisse der Sensitivitätsanalysen mit kaltverfestigten Halbzeugen	70
5.3.3	Einfluss der Variation der Innengeometrie auf die Formfüllung	73
5.3.4	Anwendbarkeit des Abstreckgleitziehens für weitere Innenprofile	78
5.4	Anpassung des Simulationsmodells an das nachfolgende Ausstoßen	82
5.5	Numerische Untersuchungen des Ausstoßens.....	85
5.6	Analytische Betrachtung der Verfahrensgrenze beim Ausstoßen.....	88
5.7	Zusammenfassung der numerischen Simulationsergebnisse	92
6	Verwendete Versuchstechnik	95
6.1	Auswahl eines geeigneten Schmierstoffsystems.....	95
6.1.1	Konventionelle Schmierstoffsysteme.....	95
6.1.2	Tribologische Systeme ohne Konversionsschicht.....	96
6.1.3	Zusammenfassung der Auswahl des Schmierstoffsystems.....	97
6.2	Prozessketten zur Herstellung von komplexen helixförmigen Innengeometrien.....	97
6.3	Versuchsplan der experimentellen Untersuchungen	98
6.4	Konstruktion des Versuchswerkzeugs	101
6.5	Auslegung der Auswerferstifte.....	103
6.6	Verwendete Umformmaschine.....	105
6.7	Verwendete Messtechnik	106

6.8	Metallographische Untersuchung des Halbzeuges	107
6.8.1	Probengeometrie und Probenvorbereitung.....	107
6.8.2	Gefügeanalyse und Härtemessung der Halbzeuge.....	108
6.9	Zusammenfassung der verwendeten Versuchstechnik	110
7	Experimentelle Untersuchungen	112
7.1	Analyse des Umformprozesses	112
7.1.1	Ziehringkraft-Weg-Diagramm der Umformung weichgeglühter Näpfe.....	112
7.1.2	Einfluss der Kaltverfestigung auf den Umformprozess.....	115
7.1.3	Analyse der Formfüllung der Innengeometrie	117
7.1.4	Ermittlung der Härteverteilung im Pressteil	123
7.1.5	Ermittlung der Oberflächenqualität des Pressteils	125
7.2	Analyse des Ausstoßprozesses.....	129
7.3	Anpassung des numerischen Simulationsmodells an Experimentalergebnisse	132
7.4	Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen.....	133
8	Leichtbaupotenzial der Anwendung komplexer helixförmiger Innengeometrien.....	135
8.1	Strukturmechanische Untersuchungen von Kolbenbolzen	135
8.2	Sensitivitätsanalyse zur Bestimmung optimaler Innengeometrieparameter	140
8.2.1	Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse	141
8.3	Interpretation der strukturmechanischen Analyse.....	149
8.3.1	Fazit der strukturmechanischen Simulation bezüglich des Leichtbaupotenzials....	152
8.3.2	Technische und wirtschaftliche Bewertung der Herstellung von Kolbenbolzen....	153
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	155
9.1	Zusammenfassung der Arbeit und Erkenntnisgewinn	155
9.2	Übertragbarkeit der ermittelten Ergebnisse auf weitere Bauteile	160
9.3	Ausblick auf weitere Untersuchungen	161
10	Anhang.....	163
10.1	Stand der Technik	163
10.2	Numerische Untersuchungen	163
10.3	Verwendete Versuchstechnik.....	166
10.4	Experimentelle Untersuchungen	166

10.5	Strukturmechanische Analyse des Kolbenbolzens.....	167
11	Literaturverzeichnis.....	170
	Curriculum Vitae	179

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
CAD	Computer-aided design
CAE	Computer-aided engineering
CoP	Coeffizient of Prognosis
DMS	Dehnungsmessstreifen
DoE	Design of Experiment
DP	Reibung zwischen Dorn und Pressteil
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
FGU	Forschungsgesellschaft Umformtechnik mbH
FP	Ferrit-Perlit-Gefüge
GKZ	Glühen auf kugeligen Zementit
Gleeble	Thermomechanisches Prüfsystem
IFU	Institut für Umformtechnik
IUL	Institut für Umformtechnik und Leichtbau
KG	Korngröße
KMU	Kleine und mittlere Unternehmen
LHC	Latin-Hypercube-Sampling
MOP	Metamodel of Optimal Prognosis
NRFP	Napf-Rückwärts-Fließpressen
OT	Oberer Totpunkt des Pressenstößels
PKW	Personenkraftwagen
PVD	Physical vapour deposition
RT	Raumtemperatur
SR	Strain Rate bzw. Umformgeschwindigkeit
UT	Unterer Totpunkt des Pressenstößels
VVFP	Voll-Vorwärts-Fließpressen
ZP	Reibung zwischen Ziehring und Pressteil

Formelzeichen

Lateinische Symbole

Symbol	Einheit	Beschreibung
A	$[mm^2]$	Querschnitt eines Auswerfers
A_1	$[mm^2]$	Querschnitt des Werkstücks nach der Umformung
A_{C1}	$[^{\circ}C]$	Umwandlungstemperatur
A_F	$[mm^2]$	Scheinbare Kontaktfläche zwischen Dorn und Pressteil
A_h	$[mm^2]$	Kontaktfläche zwischen Pressteil und Auswerferhülse
A_Q	$[mm^2]$	Querschnitt des Pressteils
A_W	$[mm^2]$	Kontaktfläche zwischen Matrizenwand und Werkstück
C	$[MPa]$	Parameter zur Fließkurvenextrapolation nach Swift
D	$[mm]$	Außendurchmesser eines Kolbenbolzens
D/d	$[mm]$	Außendurchmesser (Nenndurchmesser)
D_0	$[mm]$	Ausgangsdurchmesser beim Stauchversuch
D_1	$[mm]$	Außendurchmesser des Napfes
D_2	$[mm]$	Außenenddurchmesser des abstreckgleitgezogenen Pressteils
D_2/d_2	$[mm]$	Flankendurchmesser
D_3/d_3	$[mm]$	Kerndurchmesser
D_A	$[mm]$	Außendurchmesser des abstreckgleitgezogenen Pressteils
d	$[mm]$	Innendurchmesser des Hohlbauteils / des Napfes
d	$[mm]$	Außendurchmesser des Dorns
d	$[mm]$	Innendurchmesser eines Kolbenbolzens
d_0	$[mm]$	Ausgangsdurchmesser beim Zugversuch
d_1	$[mm]$	Profilradius
d_2	$[mm]$	Profilradius
d_A	$[mm]$	Innendurchmesser des abstreckgleitgezogenen Pressteils
d_{aw}	$[mm]$	Auswerferdurchmesser
d_s	$[mm]$	Stempel- bzw. Dorndurchmesser beim Abstreckgleitziehen
e	$[mm]$	Rippentiefe vom Außen- zum Innendurchmesser des Dorns
E	$[N/mm^2]$	Elastizitätsmodul
F	$[N]$	Axialkraft
F_{Nenn}	$[kN]$	Nennkraft der servomechanischen Presse
F_{Aw}	$[N]$	Auswerferkraft
F_B	$[N]$	Bodenkraft beim Abstreckgleitziehen
F_{id}	$[N]$	Ideale Umformkraft
F_{krit}	$[N]$	Kritische Last bzw. Knicklast

F_N	[N]	Normalkraft senkrecht zur Oberfläche
F_R	[N]	Reibungskraft
F_{RD}	[N]	Dornreibungskraft beim Abstreckgleitziehen
F_{res}	[N]	Resultierende Kraft
F_{Sch}	[N]	Schiebungskraft
F_{st}	[N]	Stempelkraft beim Abstreckgleitziehen
F_u	[N]	Umfangskraft
F_V	[N]	Vorhandene Druckkraft bzw. Auswerferkraft
F_{zul}	[N]	Zulässige Auswerferkraft
F_{zulaw}	[N]	Zulässige Auswerferkraft je Auswerfer
H_0	[mm]	Ausgangshöhe beim Stauchversuch
h	[mm]	Bodendicke des Napfes
h_3	[mm]	Gewindetiefe
I	[mm ⁴]	Flächenträgheitsmoment
k	[MPa]	Schubfließspannung
k_f	[MPa]	Fließspannung des Werkstoffes
k_{f0}/σ_0	[–]	Fließspannung des Werkstückwerkstoffes vor der Umformung
k_{fm}	[MPa]	Mittlere Fließspannung des Werkstoffes
L	[mm]	Länge des Hohlbauteils
L_0	[mm]	Ausgangslänge der Zugprobe beim Zugversuch
L_{aw}	[mm]	Auswerferlänge
L_K	[mm]	Länge eines Kolbenbolzens
L_P	[mm]	Pressteillänge
l	[mm]	Länge des Napfes
l_b	[mm]	Profilhöhe des Rippenkopfs des Dorns
l_t	[mm]	Profilhöhe des Rippengrundes des Dorns
m	[–]	Reibfaktor des Reibfaktorgesetzes
n	[–]	Verfestigungsexponent der Fließkurvenextrapolation nach Swift
n	[–]	Rippenanzahl
n_P	[U/min]	Stempeldrehung zur Herstellung von Schrägverzahnungen
n_s	[U/min]	Drehzahl der Spindel beim Drückwalzen
n_w	[U/min]	Drehzahl Drückwalzrolle
P	[–]	Gewindesteigung
q	[MPa]	Normalspannung
q'	[MPa]	Grenzwert der Normalspannung
q_h	[MPa]	Normalspannung zwischen Pressteil und Auswerferhülse
R	[mm]	Radius am Gewindegrund

R/D_2	[mm]	Außenradius / Außendurchmesser des Pressteils
R_0	[mm]	Radius am Dorn
R_1	[mm]	Innerer Radius der Rippe
R_2	[mm]	Äußerer Radius der Rippe
R_a	[μ m]	Arithmetischer Mittenrauwert
R_m	[MPa]	Zugfestigkeit des Werkstoffes
R_z	[μ m]	Gemittelte Rautiefe
r	[mm]	Innenradius der Rippen
r_1	[mm]	Rippenradius des Dorns
r_1	[mm]	Übergangsradius im Nutenbereich
r_2	[mm]	Nutenradius des Dorns
r_2	[mm]	Übergangsradius im Rippenbereich
S_a	[μ m]	Arithmetische Durchschnittshöhe
$SS_E^{Prediction}$	[-]	Geschätzter Quadratsummenfehler
S_F	[-]	Sicherheit gegen Fließen
S_K	[-]	Sicherheit gegen Knicken
SS_T	[-]	Abweichung des Ausgabewertes
s_0	[mm]	Eingangswanddicke eines Napfes beim Abstreckgleitziehen
s_1	[mm]	Ausgangswanddicke eines Napfes beim Abstreckgleitziehen
s_A	[mm]	Wanddicke des abstreckgleitgezogenen Pressteils
T	[$^{\circ}$ C]	Temperatur
T_Z	[-]	Anzahl der Zähne
t	[-]	Gewindesteigung
V_f	[mm/s]	Axiale Vorschubgeschwindigkeit beim Drückwalzen
V_s	[mm/min]	Stempelbewegung bei der Herstellung von Schrägverzahnungen
v_1	[-]	Axiale Verschiebung des Pressteils beim Ausstoßen
v_2	[-]	Rotatorische Bewegung des Pressteils beim Ausstoßen
v_a	[-]	Axiale Richtungskomponente des Werkstoffflusses
v_d	[-]	Richtungskomponente des Werkstoffflusses in Umfangrichtung
v_p	[U/min]	Pressgeschwindigkeit
v_r	[-]	Radiale Richtungskomponente des Werkstoffflusses
y_r	[mm]	Rippenhöhe
y_{zr}	[mm]	Kontaktfläche zwischen Pressteil und Ziehring
<i>Griechische Symbole</i>		
α/α_{zr}	[$^{\circ}$]	Abstreckwinkel bzw. Ziehringwinkel beim Abstreckgleitziehen
α	[$^{\circ}$]	Rippenwinkel bzw. Öffnungswinkel der Rippe

α_F	[°]	Flankenwinkel
α_K	[–]	Verhältnis der realen zur scheinbaren Kontaktfläche zwischen Werkstück und Matrize
α_V	[–]	Verschiebung der Fließortkurve bei kinematischer Verfestigung
α'	[–]	Grenzwert des Verhältnisses der realen zur scheinbaren Kontaktfläche
$\hat{\alpha}$	[–]	Faktor, der die Geometrie der Ziehringöffnung wiedergibt [Lan08]
β	[°]	Schrägungswinkel
γ_1	[°]	Rippenwinkel
γ_2	[°]	Nutenwinkel
ΔA	[mm]	Korrektur Achsabstand beim Wälzschälen
Δr_i	[μm]	Radialer Spalt zur Bestimmung der Unterfüllung
μ	[–]	Reibungszahl
μ_1	[–]	Reibungszahl zwischen Dorn und Pressteil
μ_2	[–]	Reibungszahl zwischen Ziehring und Pressteil
μ_D	[–]	Reibungszahl zwischen Werkstück und Dorn
μ_G	[–]	Reibungszahl des Gewindes
μ'_G	[–]	Modifizierte Reibungszahl des Gewindes $\alpha_F > 0$
μ_H	[–]	Haftreibung
μ_s	[–]	Reibungszahl zwischen Werkstück und Ziehring
ρ	[°]	Gewindereibungswinkel
ρ'	[°]	Modifizierter Gewindereibungswinkel
Σ	[°]	Achskreuzwinkel beim Wälzschälen
σ_1	[MPa]	Hauptspannungen in Raumrichtung 1
σ_2	[MPa]	Hauptspannungen in Raumrichtung 2
σ_3	[MPa]	Hauptspannungen in Raumrichtung 3
σ_{DF}	[MPa]	Druckfestigkeit
σ_{krit}	[MPa]	Kritische Knickspannung
σ_r	[MPa]	Radialspannung
σ_t	[MPa]	Tangentialspannung
σ_v	[MPa]	Druckvergleichsspannung
σ_y	[MPa]	Fließgrenze bei isotroper Verfestigung
σ_z	[MPa]	Axialspannung in Z-Richtung
σ_{zul}	[MPa]	Zulässige Spannung
σ_{zulF}	[MPa]	Zulässige Spannung gegen Fließen
σ_{zulK}	[MPa]	Zulässige Spannung gegen Knicken

τ_h	[MPa]	Horizontaler Anteil der Reibungsschubspannung
τ_R	[MPa]	Reibungsschubspannung
τ_s	[MPa]	Reibungsschubspannung
τ_w	[MPa]	Vertikaler Anteil der Reibungsschubspannung
φ	[-]	Umformgrad
φ_G	[°]	Gewindesteigungswinkel
φ_0	[-]	Umformgrad
$\dot{\varphi}$	[-]	Umformgeschwindigkeit
$\bar{\varphi}$	[-]	Parameter zur Fließkurvenextrapolation nach Swift

Kurzfassung

In den letzten Jahren erlangte der technologische Fortschritt von Bauteilen des Antriebsstrangs und Fahrwerks in Bezug auf Leichtbau größere Bedeutung in der automobilen Leichtbaubranche moderner PKWs. Jedoch führen stetig steigende Anforderungen wie unter anderem Sicherheit, Komfort, Fahrleistung und Platzangebot gleichzeitig zu einer Erhöhung des Fahrzeuggewichtes. Aufgrund des relativ hohen Anteils kaltumgeformter Bauteile in Fahrzeugen kann eine gewichtsorientierte Bauteiloptimierung, welche keine dieser Anforderungen beeinträchtigt, entscheidend zum Leichtbau beitragen. Aus diesem Anlass wurde im Jahre 2012 die Initiative „massiver Leichtbau“ gegründet mit dem Ziel, die Massivumformteile moderner Fahrzeuge bezüglich Gewichtseinsparung, Werkstoffwahl, Fertigungstechnik und Bauteildesign bei akzeptablen Kosten zu optimieren.

Große Herausforderungen bestehen bei der Optimierung von Bauteilen, die hohen Belastungen wechselnder Richtungen unterliegen. Dazu gehören beispielsweise Kolbenbolzen, welche trotz geringen Gewichts eine hohe Steifigkeit aufweisen müssen. Eine Gewichtsreduzierung solcher Bauteile kann in der Regel nur konstruktiv bzw. durch die Änderung des Bauteildesigns realisiert werden. In [Mis16] wurden deshalb innovative Kolbenbolzen mit einer neuartigen helixförmigen Innengeometrie anstelle von bislang üblichem konstantem oder gestuftem Innendurchmesser entwickelt, welche diese widersprüchlichen Anforderungen erfüllen.

Aufgrund der Beschränkung und zum Teil unbekanntem Verfahrensgrenzen der Massivumformung bei der Herstellung von komplexen Geometrien wurden solche helixförmigen Innengeometrien bisher stets mittels spanender Verfahren erzeugt. Als technisch und wirtschaftlich vorteilhaftere Alternative zur Zerspanung kommt das Kaltfließpressen bzw. Abstreckgleitziehen in Frage. Kaltfließgepresste Komponenten besitzen im Vergleich zu spanend hergestellten verbesserte Eigenschaften wie die Kaltverfestigung, belastungsgerechte Faserverläufe und Eigenspannungen, welche zu erhöhten mechanischen Eigenschaften wie Zugfestigkeit, Druckfestigkeit und Härte führen [Rae15]. Auf Grundlage dieser Erkenntnisse und der Kombination von konstruktiver Optimierung und festigkeitssteigernder Effekte bietet das Kaltfließpressen ein hohes Potenzial für den konstruktiven Leichtbau [Inf04, Völ13, Wei13, Rae15].

Die Anwendbarkeit des Abstreckgleitziehens für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien ist bislang aufgrund unbekannter Verfahrensgrenzen bezüglich der Formfüllung der Innengeometrie in Abhängigkeit der Prozessparameter und des Innenprofils in der industriellen Praxis beschränkt. Zum maximal zulässigen Schrägungswinkel, der Helix bei dem ein schadungsfreies Ausstoßen des Bauteils noch möglich ist, wurden darüber hinaus ebenfalls noch keine hinreichenden wissenschaftlichen Untersuchungen angestellt. Das Ziel der vorliegenden Arbeit besteht in der systematischen Aufarbeitung ebendieses Forschungsbedarfs sowie in der Entwicklung

einer analytischen Methodik zur Ermittlung der Verfahrensgrenzen bezüglich des zulässigen Schrägungswinkels der Innengeometrie beim Ausstoßen unter Berücksichtigung der Reibung, Kontaktspannungen und Kontaktfläche.

Zur Erreichung dieser Ziele wird zunächst der Stand der Technik der existierenden spanenden Fertigungsverfahren (**Kapitel 2.1.1**) sowie inkrementellen Umformverfahren (**Kapitel 2.1.2**) zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$ umfangreich analysiert. Weiterhin werden die Grundlagen des umformtechnischen Fertigungsverfahrens Kaltfließpressen bzw. Abstreckgleitziehen sowie diesbezüglich bekannte Verfahrensgrenzen erörtert (**Kapitel 2.1.3**). Das Kaltfließpressen wird anschließend konkurrierenden Fertigungsverfahren gegenübergestellt (**Kapitel 2.2**) und dessen technische und wirtschaftliche Vorteile bei der Erzeugung solcher helixförmigen Innengeometrien herausgearbeitet (**Kapitel 2.3**). Ferner werden die Grundlagen und relevanten wissenschaftlichen Untersuchungen zum Ausstoßen sowie das Berechnungsmodell zur Bestimmung der maximalen Auswerferkraft betrachtet (**Kapitel 2.4**). Die Problemstellung dieser Arbeit wird auf Basis der Erkenntnisse aus dem Stand der Technik hergeleitet, konkretisiert und der Forschungsbedarf an numerischen und experimentellen Untersuchungen des Abstreckgleitziehens und Ausstoßens verdeutlicht (**Kapitel 3**).

Zur Durchführung der numerischen Untersuchungen werden zunächst die Werkstoffkennwerte ermittelt und die Extrapolationsmethodik der Fließkurven festgelegt (**Kapitel 3**). Die Verfahrensgrenzen des Abstreckgleitziehens werden in Abhängigkeit von Umformparametern und Profilen der Innengeometrie mithilfe numerischer Simulationen und Sensitivitätsanalysen bestimmt (**Kapitel 5**). Umformparameter wie Reibung, Umformgeschwindigkeit und Öffnungswinkel des Ziehrings werden dazu variiert und ihr Einfluss auf die während der Umformung auftretenden Zugspannungen im Bodenbereich, die Formfüllung der Innengeometrie und die Umformkräfte ermittelt. Die Übertragbarkeit der numerisch gewonnenen Erkenntnisse auf weitere Profile der Innengeometrie wird in **Kapitel 5.3.4** nachgewiesen. Darüber hinaus wird der Ausstoßprozess nach dem Umformen zur Bestimmung des Einflusses der Reibung zwischen Pressteil und Werkzeug auf die Auswerferkraft numerisch untersucht (**Kapitel 5.5**). Auf Grundlage der numerischen Untersuchungen wird eine analytische Methodik zur Berechnung des für das Ausstoßen maximal zulässigen Schrägungswinkels der Innengeometrie entwickelt (**Kapitel 5.6**).

Zur Validierung der numerischen Simulationen und analytischen Berechnung werden in **Kapitel 7** experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Dafür wird anhand der Ergebnisse der numerischen Simulationen ein Versuchswerkzeug konstruiert und gefertigt (**Kapitel 6.4**). Die verwendete Anlagentechnik sowie die untersuchte Prozessroute und Auswertungsmethodik werden ebenfalls in **Kapitel 6** dargestellt. Die Validierung der numerischen Ergebnisse erfolgt im Rahmen von in vier Abschnitte unterteilten experimentellen Untersuchungen durch Betrachtung der maximalen Ziehring-

und Auswerferkraft, Formfüllung der Innengeometrie und Härteverteilung. Sowohl bei den numerischen als auch experimentellen Untersuchungen der Einflussfaktoren auf die betrachteten Zielgrößen war zu erkennen, dass die Wahl des Schmierstoffes den größten Einfluss auf die maximale Ziehring- und Auswerferkraft sowie auf die Formfüllung der Innengeometrie aufweist. Die Ergebnisse der numerischen und experimentellen Untersuchungen werden in **Kapitel 9** zusammengefasst.

Der Schwerpunkt der im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen besteht in der Ermittlung der Einflussfaktoren auf die Formfüllung der helixförmigen Innengeometrie der untersuchten Hohlteile sowie auf die Auswerferkraft. Diese Faktoren verdeutlichen, dass eine vollständige Formfüllung der Innengeometrie vor allem anzustreben ist, da unterfüllte Rippenbereiche eine poröse Innenoberfläche aufweisen können (**Kapitel 7.1.5**). Da die Innengeometrie der betrachteten Bauteile eine Funktionsfläche darstellt und Wärmebehandlungen durch poröse Oberflächen beeinträchtigt werden, führt eine unvollständige Formfüllung zu einer geringeren Lebensdauer des Bauteils. Eine vollständige Formfüllung kann durch die Erhöhung der Reibungszahl zwischen Pressteil und Dorn sowie durch die Wahl eines geeigneten Schrägungswinkels der Innengeometrie erreicht werden (**Kapitel 7.1.3**). Die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass die Auswerferkraft durch Schrägungswinkel, Schmiermittel bzw. Reibungszahl und Pressteillänge beeinflusst wird, wobei eine Erhöhung dieser Parameter zu einer Steigerung der Auswerferkraft führt (**Kapitel 7.2**).

Die Verfahrensgrenzen zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$ beim Abstreckgleitziehen werden in dieser Arbeit numerisch ermittelt und mittels experimenteller Untersuchungen validiert. Darüber hinaus werden die erforderlichen Anpassungen des Umformprozesses bei Veränderung der Eingangsparameter der Innengeometrie identifiziert und beschrieben. Weiterhin wird eine analytische Methodik zur Berechnung und Bestimmung der Verfahrensgrenzen des Ausstoßens entwickelt, welche eine Ermittlung des maximal zulässigen Schrägungswinkels der Innengeometrie ohne zeitaufwändige numerische Untersuchungen ermöglicht.

Mithilfe der erreichten Ergebnisse kann das Abstreckgleitziehen für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien wie Zapfwellen, Gewindehülsen, Gehäuse von Schneckengetrieben, Kolbenbolzen etc. eingesetzt werden und dadurch dank hoher erreichbarer Genauigkeiten eine nachträgliche spanende Nachbearbeitung minimiert werden oder vollständig entfallen. Positive Effekte des Kaltfließpressens können bei der Gestaltung der Fertigungskette gezielt zur Erhöhung der Festigkeit und Lebensdauer des Bauteils genutzt werden. Eine mögliche Ausbringungsmenge von über 60 Stk/min solcher Hohlteile bietet Potenzial für die Fertigung großer Stückzahlen und weitere ökonomische Vorteile. Die Ergebnisse dieser Arbeit stellen einen wichtigen Beitrag zur industriellen Herstellung von helixförmigen Innengeometrien sowie zum technologischen Fortschritt des Leichtbaus dar.

Abstract

In recent years, the technological progress of drive train and chassis components with regard to lightweight design has gained significant importance in the lightweight automotive industry of modern passenger cars. However, steadily rising demands such as safety, comfort, driving performance, and interior space have increased vehicle weight. As a result of the relatively high percentage of cold forged components in vehicles, a weight-oriented component optimization with no impact on these demands can contribute significantly to the lightweight design. For this reason, the “Lightweight Forging” initiative was established in 2012 with the objective to optimize cold metal forged components of modern vehicles with regard to weight reduction, material choice, production technology, and component design, while maintaining acceptable costs.

The optimization of components with high loads in alternating directions is very challenging. This includes e.g. piston pins which must have a high stiffness despite being low in weight. Implementing weight reduction optimizations into these parts is generally only possible through changing the component design (design-engineering). Therefore, innovative piston pins with a new helical internal geometry instead of a constant internal diameter were developed in [Mis16], which comply with these contradictory demands.

In the past, due to the restrictions and partly unknown process limits of cold metal forging when manufacturing complex geometries, such helical internal geometries have been produced using machining processes. Recently, cold forging and ironing have come into consideration as a more technologically and economically profitable alternative. In comparison to machined components, cold forged components possess improved properties such as work hardening, load-oriented fibre flow, and residual stress, which result in increased mechanical properties such as tensile strength, compressive strength, and hardness [Rae15]. Based on these findings and the combination of design-engineering optimization and strength increasing effects, cold forging offers great potential for lightweight design [Inf04, Völ13, Wei13, Rae15].

So far, the applicability of ironing for manufacturing hollow components with complex helical internal geometries has been restricted in industrial use due to unknown process limits regarding form filling of the internal geometry, which depends on process parameters and the internal profile. In addition, sufficient scientific research has yet to be performed concerning the maximum permissible helix angle, the helix at which a damage-free component ejection is still possible. The objective of this paper consists of the systematic work-up of this research demand, as well as the development of an analytical methodology to determine the process limits with regard to the permissible helix angle of the internal geometry during ejection while taking into consideration friction, contact stress, and contact surface.

First, in order to meet these objectives, the technology of existing machining manufacturing processes (**Chapter 2.1.1**) as well as incremental forming processes (**Chapter 2.1.2**) for manufacturing hollow components with complex helical internal geometries with a length-to-internal-diameter-ratio of $L/d > 2$ are analyzed extensively. Furthermore, the fundamentals of cold forging and ironing and the known process limits in this regard are discussed (**Chapter 2.1.3**). Subsequently, cold forging is contrasted with competing manufacturing processes (**Chapter 2.2**) and its technological and economic benefits in the production of such helical internal geometries are illustrated (**Chapter 2.3**). Further, the fundamentals and relevant scientific research regarding ejection as well as the analysis model to determine the maximum ejection force are examined (**Chapter 2.4**). The problem statement of this paper is derived based on the findings of the state of the art, is substantiated, and the research demand is illustrated using numerical and experimental investigations of ironing and ejection (**Chapter 3**).

First, the material parameters are determined and the extrapolation methodology of the flow curves is determined in order to perform the numerical investigations (**Chapter 4**). The process limits of ironing are determined depending on forming parameters and profiles of the internal geometry by means of numerical simulation and sensitivity analyses (**Chapter 5**). For this purpose, forming parameters such as friction, forming rate, and opening angle of the ironing die are varied and their impact on the forming forces during the forming process as well as tensile stress in the bottom area and form filling of the internal geometry are determined. The transferability of the numerically obtained findings to further profiles of the internal geometry are proved in **Chapter 5.3.4**. In addition, the ejection process after the forming process is numerically investigated in order to determine the impact of friction between the forged part and tool on the ejection force (**Chapter 5.5**). Based on the numerical investigations, an analytical methodology to estimate the maximum permissible helix angle of the internal geometry for ejection is developed (**Chapter 5.6**).

For the validation of the numerical simulations and the analytical estimation, experimental investigations are performed in **Chapter 7**. Therefore, an experimental tool was designed and produced based on the results of the numerical simulations (**Chapter 6.4**). The facility technology used, as well as the investigated process chains and evaluation methodology, are also presented in **Chapter 6**. The validation of the numerical results took place with consideration of maximum ironing die and ejection force, form filling of internal geometry, and hardness distribution, as part of four experimental investigation stages. As a result, a significant consistency between the numerical and experimental investigations was determined. When analyzing the influencing factors of the examined target parameters, it was noticed that the choice of lubricant had the largest impact on the maximum ironing die and ejection force as well as the form filling of the internal geometry. The results of the numerical and experimental investigations are summarized in **Chapter 9**.

The focus of the investigations performed as part of this paper is on determining the influencing factors on the form filling of the helical internal geometry of the examined hollow components and on the ejection force. These factors illustrate that a complete form filling of the internal geometry should be particularly pursued, as under-filled rib areas can show a porous internal surface (**Chapter 7.1.5**). Since the internal geometry of the examined components is a functional surface, and heat treatments can be impaired by porous surfaces, an incomplete form filling results in a shorter component life. A complete form filling can be achieved by increasing the friction between the forged part and the mandrel, as well as by choosing a suitable helix angle of the internal geometry (**Chapter 7.1.3**). The experimental investigations show that the ejection force is influenced by the helix angle, lubricant and friction, and the length of the forged part in which increasing these parameters leads to an increase in ejection force (**Chapter 7.2**).

The process limits for the production of hollow components with complex helical internal geometries with a length-to-internal-diameter-ratio of $L/d > 2$ during ironing are determined numerically within this paper and validated using experimental investigations. In addition, the required forming process adjustments are identified by changing the input parameters of the internal geometry and subsequently described. Further, an analytical methodology to estimate and identify the process limits of ejection and to analytically determine the maximum permissible helix angle of the internal geometry is developed. This methodology makes the determination of the maximum permissible helix angle of the internal geometry without performing time-consuming numerical investigations possible.

By means of the achieved results, ironing can be applied for the manufacturing of hollow components with complex helical internal geometries such as power take-offs, bushings, housings of worm drives, piston pins, etc. In addition, due to the high achievable accuracy, a subsequent machining process can be minimized or omitted entirely. Positive effects such as work hardening, more favorable fibre flow, and the introduction of residual stress can be used systematically when designing the manufacturing chain in order to increase strength and component life. A possible output number of more than 60 pieces/min of these hollow components has potential for manufacturing large quantities and other economic benefits. The results of this paper are an important contribution to the industrial manufacturing of helical internal geometries as well as to the technological progress of lightweight design.

1 Einleitung

Die Reduktion des CO₂-Ausstoßes stellt den Automobilbau seit Jahrzehnten vor große Herausforderungen und gewinnt darüber hinaus in Anbetracht aktueller ökonomischer, gesellschaftlicher und politischer Entwicklungen weltweit immer weiter an Bedeutung. Im Bereich des Leichtbaus in Antriebsstrang und Fahrwerk werden in der automobilen Leichtbaubranche moderner PKW und anderer Fahrzeuge zunehmend Anstrengungen für den technologischen Fortschritt unternommen. Die Massivumformung spielt bei der Produktion von Fahrzeugkomponenten bezogen auf Leichtbau, Genauigkeit und Produktivität weltweit eine wesentliche Rolle. Durch konsequente Ausnutzung von stofflichem und konstruktivem Leichtbau, Fertigungs- und Konzeptleichtbau kann die Massivumformung maßgeblich dazu beitragen, die immer strenger werdenden globalen CO₂-Richtlinien und Gesetzgebungen durch innovative Leichtbaulösungen zu akzeptablen Kosten einzuhalten [Rae15]. Vor diesem Hintergrund wurde im Jahr 2012 die Initiative „Massiver Leichtbau“ zur Gewichtseinsparung und Optimierung von massivumgeformten Fahrzeugkomponenten wie Getriebewellen, Zahnkränzen und Radnaben sowie hülsenförmigen Komponenten durch Werkstoffwahl, Fertigungstechnik und Bauteildesign in Deutschland gegründet.

Massivumgeformte hülsenförmige Komponenten im Fahrwerk und Antriebsstrang moderner Personenkraftwagen, wie z.B. Kolbenbolzen für Verbrennungskraftmaschinen, sind hohen spezifischen Belastungen mit wechselnder Richtung ausgesetzt. Um solchen Belastungen standzuhalten, müssen Kolbenbolzen eine ausreichende Festigkeit und, wichtiger noch, eine hohe Steifigkeit gegen Ovalisierung aufweisen [Mah09]. Eine Gewichtsreduzierung solcher Komponenten kann unter Beibehaltung der funktionalen Anforderungen nur konstruktiv durch Einbringung einer komplexen helixförmigen Innengeometrie anstatt eines herkömmlichen konstanten oder gestuften Innendurchmessers erreicht werden. Eine solche helixförmige Innengeometrie erlaubt eine gleichmäßige Verteilung der Hauptspannung auf der Innenseite des Bauteils ohne Konzentration lokaler Maxima, wodurch die Bauteilsteifigkeit erhalten bleibt [Mis16]. Da die Massivumformung in der Produktion von Fahrzeugkomponenten in Bezug auf komplexe Geometrien wie Einstiche, Hinterschneidungen, Innenverzahnungen und lange Hohlbauteile beschränkt ist [Sch98], werden komplexe helixförmige Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$ an einem Hohlbauteil bisher stets mittels spanender Verfahren erzeugt. Das Kaltfließpressen stellt dafür jedoch eine wirtschaftlichere Alternative dar, sofern heutige Verfahrensgrenzen überwunden werden können. Das Verfahren der Kaltmassivumformung, bei dem das Werkstück nicht über Raumtemperatur erwärmt wird, bietet bei der Herstellung von Formelementen wie Innenverzahnungen, Gewindehülsen, Zapfwellen, Gehäusen von Schneckengetrieben oder Lagergehäusen an hohlen Wellen zahlreiche Vorteile gegenüber konkurrierenden Fertigungsverfahren wie

der spanenden Bearbeitung oder der Warmumformung. Dazu gehören vor allem eine hohe Maßgenauigkeit bzw. eine net shape oder near net shape Geometrie der fertiggepressten Bauteilflächen, eine gute Werkstoffausnutzung, eine hohe Oberflächengüte und ein vergleichsweise geringer Energieeinsatz für die Formgebung. Kaltfließpressteile können den Forderungen nach hoher ertragbarer Betriebslast und geringeren Bauteilgewichten aufgrund ihres verfahrensspezifischen, belastungsgerechten Faserverlaufes sowie einer Verbesserung der mechanischen Eigenschaften durch Kaltverfestigung gerecht werden und bieten ein hohes Potenzial für den konstruktiven Leichtbau [Inf04]. Ein weiterer wesentlicher Vorteil des Kaltfließpressens liegt in der erheblichen Reduktion der Gefahr des lokalen Werkstoffversagens durch lokale Verfestigung der Formelemente, was bei zerspanender Bearbeitung der Unterbrechung des Faserverlaufs zuzuschreiben wäre. Kenntnisse der auftretenden festigkeitssteigernden Effekte wie der Kaltverfestigung sowie der Einbringung von Eigenspannung durch Kaltfließpressen können bei der Gestaltung der Prozesskette gezielt genutzt und dadurch eine wesentliche Gewichtsreduzierung erreicht werden. Darüber hinaus wird die Anzahl der Arbeitsschritte und Fertigungszeiten reduziert, die Wertschöpfung erhöht und die Werkstückqualität erheblich gesteigert. Dies wirkt sich nicht nur auf die Komplexität der Anlage aus, sondern auch auf die Gesamtlaufzeit des Prozesses und somit auf die Stückkosten.

Da das Kaltfließpressen bei der Herstellung von hülsenförmigen Bauteilen die genannten wirtschaftlichen Vorteile bietet, besteht das Ziel der vorliegenden Arbeit in der Bestimmung der bislang unbekanntenen Verfahrensgrenzen zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$ beim Abstreckgleitziehen bzw. Ausstoßen nach dem Umformen. Um dieses Ziel zu erreichen, wird zunächst der Stand der Technik der Fertigung und des Ausstoßens solcher Bauteile erfasst und analysiert. Auf Grundlage der aus dem Stand der Technik gewonnenen Erkenntnisse werden weiterhin mithilfe der numerischen Analyse unter Anwendung der Methode der Finiten Elemente die Verfahrensgrenzen beim Abstreckgleitziehen bestimmt. Dabei werden sowohl der Werkstofffluss und der Spannungszustand beim Abstreckgleitziehen von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien betrachtet als auch die Einflussgrößen des Umformprozesses auf die Formfüllung mittels numerischer Sensitivitätsanalyse identifiziert. Die prozessspezifischen, tribologischen und prozesskinematischen Parameter des Umformprozesses werden dafür innerhalb von Simulationsrechnungen variiert und Maßnahmen zur Erweiterung der umformtechnischen Verfahrensgrenzen entwickelt. Ferner liegt der Fokus dieser Arbeit auf der Entwicklung einer analytischen Methodik zur Berechnung und Bestimmung der Verfahrensgrenzen beim Ausstoßen bzw. zur ana-

lytischen Bestimmung der maximalen Werte des Schrägungswinkels der Innengeometrie, bei denen das Ausstoßen ohne Schädigung der Innenkontur noch möglich ist. Diese Aussage soll in Abhängigkeit von den Geometrieparametern der Innengeometrie getroffen werden.

Zur experimentellen Validierung der ermittelten Einflussgrößen auf die Formfüllung wird im weiteren Verlauf der Arbeit auf Grundlage der numerischen Untersuchungen, Sensitivitätsanalysen und analytischen Betrachtungen der Verfahrensgrenzen beim Ausstoßen die Auslegung und der Aufbau eines Versuchswerkzeuges beschrieben. Den Schwerpunkt der experimentellen Untersuchungen stellt die Analyse der Formfüllung der Innengeometrie, Bestimmung der Härteverteilung im Pressteil, Ermittlung der erzeugten Innenoberflächenrauigkeit und Validierung der analytischen Methodik zur Bestimmung der Verfahrensgrenzen für den nachfolgenden Ausstoßprozess dar. Anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen werden die Einflussgrößen auf die Formfüllung sowie das Ausstoßen festgestellt und eine Empfehlung zur Erweiterung der technologischen Verfahrensgrenzen ausgesprochen. Das zu erwartende Leichtbaupotenzial wird unter Voraussetzung der Beibehaltung der funktionalen Anforderungen auf andere Hohlbauteilgeometrien extrapoliert. Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung der gewonnenen Erkenntnisse und Ergebnisse sowie dem Aufzeigen von weiterführendem Forschungspotenzial.

2 Stand der Technik

Im Rahmen des Standes der Technik werden zunächst Fertigungsverfahren wie Zerspanung, inkrementelles Umformen und Kaltfließpressen für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien dargestellt. Anschließend wird das technologische und wirtschaftliche Potenzial des Kaltfließpressens im Vergleich zu konkurrierenden Fertigungsverfahren identifiziert und die Vorteile seiner Anwendung bei der Herstellung von helixförmigen Innengeometrien erläutert. Weiterhin werden tribologische Systeme, die Reibung beim Kaltfließpressen und das Ausstoßen von helixförmigen Innengeometrien nach dem Umformen näher betrachtet. Dabei werden die Einflussparameter auf das Ausstoßen von schrägverzahnten Komponenten sowie die analytische Berechnung der maximalen Auswerferkraft erörtert.

2.1 Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen Innengeometrien

Aktuell gibt es für die Herstellung von Innengeometrien diverse, grundsätzlich in spanende und umformtechnische Verfahren unterteilbare Fertigungsverfahren. Die im Rahmen dieser Arbeit relevanten Verfahren werden in diesem Kapitel dargestellt.

2.1.1 Herstellung von Innengeometrien durch Zerspanung

Nachfolgend werden die zu den spanenden Bearbeitungsverfahren zur Herstellung von Innengeometrien zählenden Verfahren Räumen, Stoßen und Walzfräsen dargestellt und erörtert.

2.1.1.1 Räumen

Das Räumen gehört zur Hauptgruppe Trennen nach DIN 8580 und zählt zu den Fertigungsverfahren Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden [DIN03b]. Beim Räumen wird mit Hilfe eines mehrschneidigen Werkzeuges spanend Material auf der Innen- oder Außenseite des Werkstücks entfernt. Abbildung 2.1 links stellt das Prinzip des Innenräumens dar, welches das stückweise Abtragen von Material durch eine geradlinige Schnittbewegung ohne Zustellung des Werkzeuges ermöglicht. Eine Rotationsbewegung des Werkzeuges findet im Normalfall nicht statt und wird nur in Spezialfällen, z.B. zur Erzeugung einer Helix-Form, überlagert.

Beim Innenräumen wird die Räumnadel durch eine bereits bestehende Bohrung durchgezogen, wohingegen das Werkzeug beim Außenräumen seitlich am Werkstück entlang gezogen wird (Abbildung 2.1 rechts). Eine Sonderform stellt das Drallräumen dar. Die Schneiden sind dabei schraubenförmig angeordnet, die Ausrichtung der Flanken entsprechend der Zielgeometrie erfolgt mithilfe einer drehbaren Lagerung. Mittels dieser Technik bzw. Werkzeugkinematik können durch das Räumen Formen erzeugt werden, welche durch Fertigungsverfahren wie Drehen, Fräsen, oder Bohren nicht möglich sind [Hei14].

derung des Wälzfräsens erweist sich für hohe Genauigkeiten der Toleranzklassen bis zu IT6 erfordernde Verzahnarbeiten, Einzel- und Großserienfertigung sowie für die Massenfertigung von Gerad- und Schrägverzahnungen mit kleinen Breiten als vorteilhaft.

2.1.1.3 Hobeln und Stoßen

Nach DIN 8580 werden Hobeln und Stoßen ebenfalls den spanenden Verfahren zugeordnet. Spezifisch für diese Verfahren ist das einschneidige, nicht dauerhaft im Eingriff stehende Werkzeug. Der Unterschied der beiden Verfahren wird an der Schnittbewegung deutlich. Beim Hobeln führt das Werkstück die Schnitt- und Rückbewegung aus, Vorschub- und Zustellbewegung erfolgen durch das Werkzeug. Beim Stoßen hingegen führt das Werkzeug die Schnitt- und Rückbewegung aus, Vorschub- und Zustellbewegung erfolgen durch das Werkstück. Die jeweiligen Bewegungsabläufe sind in Abbildung 2.3 links dargestellt [Hei14].

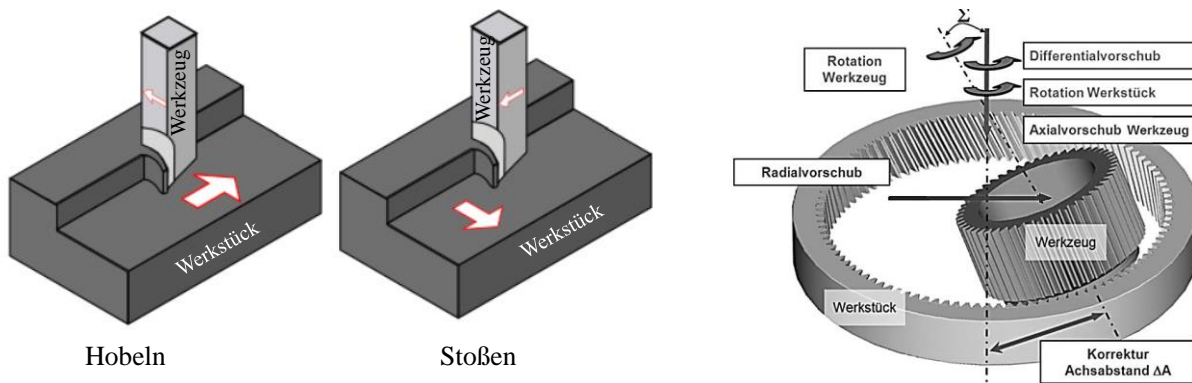


Abbildung 2.3: Links: Hobeln und Stoßen [Hei14]; Rechts: Prinzip des Wälzschälens [Sch13a]

Das Wälzstoßen ist eine Form des Hobelns, mit der an einem mit mehreren Zähnen bestückten Umfang durch eine ruckartige ohne Unterbrechungen verlaufende Vorwärtsbewegung axial Material abgetragen wird. Für den Rückhub ist das Anheben des Werkzeuges erforderlich, da sonst Kollisionen mit dem Werkstück möglich sind. Das Verfahren eignet sich für die Herstellung von sich wiederholenden rotationssymmetrischen Konturen sowie Innen- und Außenverzahnungen [Deg15].

Unter Wälzschälens versteht man eine sich durch die Winkel von Drehachsen, Werkstück und Werkzeug bzw. Schälrad auszeichnende Variante des Wälzstoßens. Dabei müssen Schälrad und Werkstück unter einem Achskreuzwinkel $\Sigma > 0^\circ$ zueinander ausgerichtet sein. Das in Abbildung 2.3 rechts dargestellte Prinzip des Axialvorschubs funktioniert nur bis zur Berührung des Werkstücks. Eine dauerhafte Hubbewegung des Werkzeuges ist nicht erforderlich. Nach dem Rückhub bewegt sich das Werkzeug, um eine größere Zahntiefe zu erhalten, radial in Richtung der Außenseite des Werkstücks. Der Vorgang wiederholt sich mit einem weiteren Inkrement des Axialvorschubs. Voraussetzung für das Wälzschälens ist ein ausreichend großer Achswinkel [Sch13].

2.1.2 Herstellung von Innengeometrien durch inkrementelles Umformen

Für die Herstellung von Innenverzahnungen stehen neben den in Kapitel 2.1.1 dargestellten spannenden Verfahren auch inkrementelle umformtechnische Verfahren zur Verfügung. Die dazu zählenden Verfahren Walzen und Rundkneten werden nachfolgend dargestellt und erörtert.

2.1.2.1 Walzen

Das Fertigungsverfahren Walzen, bei dem das Werkstück zur Verringerung seines Querschnittes zwischen zwei oder mehr rotierenden Werkzeugen umgeformt wird, gehört nach DIN 8583-2 zur Gruppe des Druckumformens [DIN07a]. Die Umformung kann kontinuierlich oder schrittweise erfolgen. Die Kraft kann dabei sowohl durch angetriebene als auch nicht angetriebene Walzen eingeleitet werden. Neben der Kaltumformung kommt dieses Verfahren auch in der Warmumformung zum Einsatz.

In Bezug auf die Fertigung von innenverzahnten Bauteilen stellt das Drückwalzen ein wichtiges Fertigungsverfahren dar. Es ermöglicht die Fertigung von komplexen, rotationssymmetrischen, eine Verzahnung aufweisenden Bauteilen. Durch Nutzung von Halbzeugen wie Rohrabschnitte, Blechrollen, geschmiedeter oder gegossener Vorformen kann eine Vielzahl von Bauteilen hergestellt werden. Die Fertigung von Getriebekomponenten wie Getrieberäder, Gehäuse von Kupplungen oder Lamellenträger erfolgt seit vielen Jahren häufig durch dieses Verfahren. Da durch das Drückwalzen eine hohe Maßhaltigkeit und Oberflächengüte erreicht wird, sind die mit diesem Verfahren gefertigten Teile für ihren zweckmäßigen Einsatz nahezu fertiggestellt. Abbildung 2.4 zeigt links eine Drückwalzmaschine, rechts einen eine Innenverzahnung aufweisenden Lamellenträger. In diesem Beispiel ist der verzahnte Drückwalzdorn mit einer Lamellenverzahnung versehen. Dabei erlangt die geschmiedete Vorform in einem Walzenüberlauf als Innenkontur die Außenkontur des Drückwalzdorns [Con06]. Dies geschieht durch den Einsatz von drei Walzen, die jeweils um 120° zueinander versetzt sind.

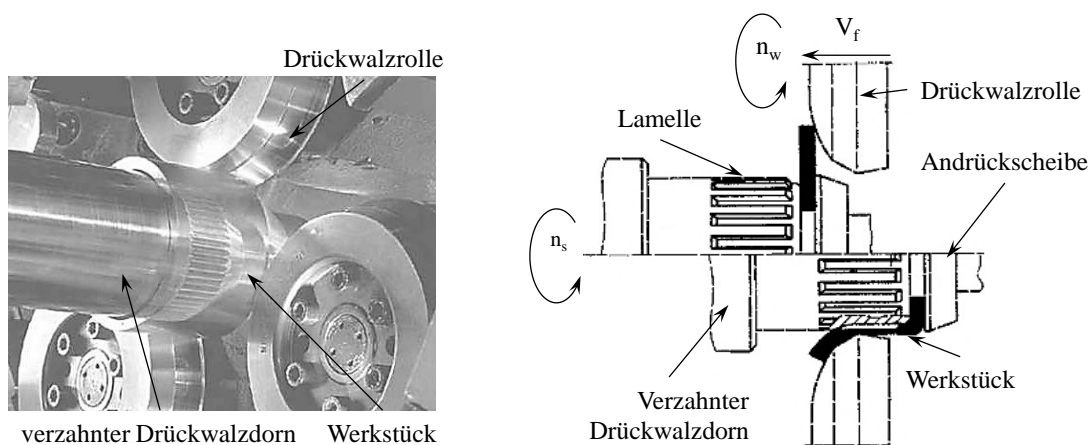


Abbildung 2.4: Links: Drückwalzmaschine [Win18]; Rechts: Drückwalzen eines verzahnten Getriebeteils [CON06]

Im Rahmen einer Forschungs Kooperation der FGU Stuttgart und des IFU der Universität Stuttgart wurden Untersuchungen zur Innenverzahnung durch Drückwalzen durchgeführt [Kös99a, Kös99b, Säü99]. Durch Anwendung von speziellen Kegelrollwerkzeugen wurde dabei die Herstellbarkeit von hoher Genauigkeit aufweisenden Laufverzahnungen mit schräger Innenverzahnung nachgewiesen. Das Schema des Hohlwalzwerkzeugs ist in Abbildung 2.5 dargestellt. Der Fertigungsablauf beim Drückwalzen besteht aus folgenden Schritten:

1. Befestigung eines napfförmigen Rohteils auf dem verzahnten Dorn
2. Rotation des Dorns zwecks Einleitung einer axialen Bewegung des Hohlwalzwerkzeuges in Richtung des Rohteils
3. Verringerung des Außendurchmessers des Rohteils

Das durch Verringerung des Außendurchmessers verdrängte Volumen hat eine Füllung des Zahnprofils des Dorns zur Folge [Kös99a, Kös99b, Säü99, Sch03].

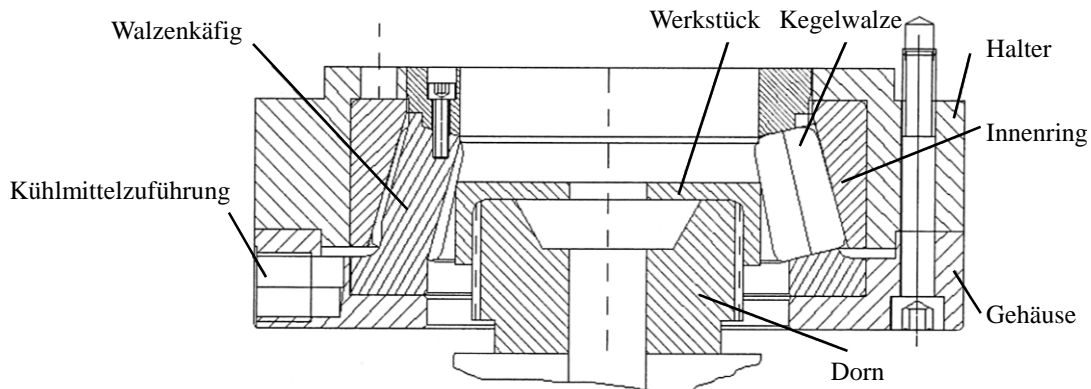


Abbildung 2.5: Schema des Hohlwalzwerkzeuges [Säü99]

Durch Anwendung dieses Prinzips kann eine hohe Verzahnungsgenauigkeit erreicht werden. Ausgehend von den Untersuchungen zur Verzahnungsgenauigkeit bestehen jedoch folgende auf den spiralförmigen Materialfluss zurückzuführende Herausforderungen:

- die Formabweichungen der rechten und linken Zahnflanken weisen Differenzen auf
- an den Enden der Werkstücke bilden sich auf schwankende Bedingungen beim Umformen zurückzuführende leicht konische Bereiche aus [Pom08]

Bei gewalzten Verzahnungen entstehen in der Regel Fertigungsungenauigkeiten hinsichtlich der Rundheit sowie der Teilung. Diese liegen im Bereich der Qualitätsklasse IT8 [Pom08]. Bei vollständiger Automatisierung des Verfahrens kann die Produktivität beim Drückwalzen auf drei bis fünf Werkstücke pro Minute erhöht werden.

Das sogenannte Ring-Prinzip für die Herstellung von Schräginnenverzahnungen wurde am PtU der Technischen Universität Darmstadt entwickelt (Abbildung 2.6). Bei diesem Fertigungsverfahren kommt an Stelle der Walzen ein das Werkstück einschließender Wälzring zum Einsatz. Dabei wird dieser sowohl radial, als auch exzentrisch zur Rotationsachse des verzahnten Dorns versetzt. Durch den beim Abwälvvorgang auf der Außenoberfläche des Werkstücks entstehenden Konvex-Konkav-Kontakt wird eine flächige, hauptsächlich nach innen geneigte Krafteinleitung ermöglicht [Sch03].



Abbildung 2.6: Links: Drückwalzen nach dem Ring-Prinzip; Rechts: Laufrad mit Innenverzahnung

2.1.2.2 Rundkneten

Das Rundkneten ist nach DIN 8583-3 das „Freiformen zum Querschnittsvermindern von Stäben oder Rohren mit zwei oder mehreren weggebundenen Werkzeugen, die den zu verminderten Querschnitt ganz oder zu einem großen Teil umschließen, gleichzeitig radial wirken und relativ zum Werkstück umlaufen“. Je nach gewünschter Endgeometrie kann das Verfahren mit oder ohne Vorschub des Werkstücks ausgeführt werden.

Das Rundkneten wird meistens zur Umformung von rotationssymmetrischen Werkstücken angewendet. Da hierbei keine spanende Bearbeitung stattfindet, kann es den Net-Shape-Forming Verfahren zugeordnet werden. Die benötigte Presskraft wird von radial angeordneten Werkzeugen auf den Werkstückumfang eingeleitet. Je nach Maschinengröße und gewünschter Anwendung kann die Anzahl der Werkzeuge dabei zwischen zwei und acht variieren.

Neben der Herstellung komplexer Innengeometrien lässt sich durch das Rundkneten auch die Form des Werkstücks auf der Außenseite verändern. In Abbildung 2.7 ist das Rundkneten mit glattem und verzahntem Innendorn dargestellt [Mül05]. Bei der Anwendung von entsprechenden Dornen können auch komplexe Innenkonturen hergestellt werden [Gru15]. Die Umformung verläuft inkrementell, es werden geringe Hübe mit hoher Frequenz ausgeführt. Eine schrittweise Drehrelativbewegung zwischen dem Werkstück und den Werkzeugen ist zur Verhinderung des Werkstoffflusses in die Spalten zwischen den einzelnen Werkzeugen erforderlich. Durch Ausnutzung des Formänderungsvermögens des Werkstoffs über den gesamten Bauteilquerschnitt können hohe

Umformgrade erreicht werden. Da die Werkzeuge nicht dauerhaft im Eingriff sind und der Werkzeughub nur zwischen 0,25-1,5 mm variiert, ist eine diesbezügliche Schmierung während des Umformvorganges am Werkstück nicht zwingend erforderlich. Jedoch muss bei diesem Verfahren zur Temperaturstabilisierung und Reinigung des Werkzeuges eine starke Kühlung des Arbeitsraumes der Werkzeuge und der Umformzone mittels dünnflüssigem Öl erfolgen [Gru12]. Eine aufgrund der horizontalen Aufstellung dieser Maschinen vergleichsweise geringe Grundfläche und verschiedene Automatisierungslösungen mit effizienten Transfersystemen machen das Rundkneten auch in wirtschaftlicher Hinsicht zu einem empfehlenswerten Verfahren für die Großserie [Mül05].

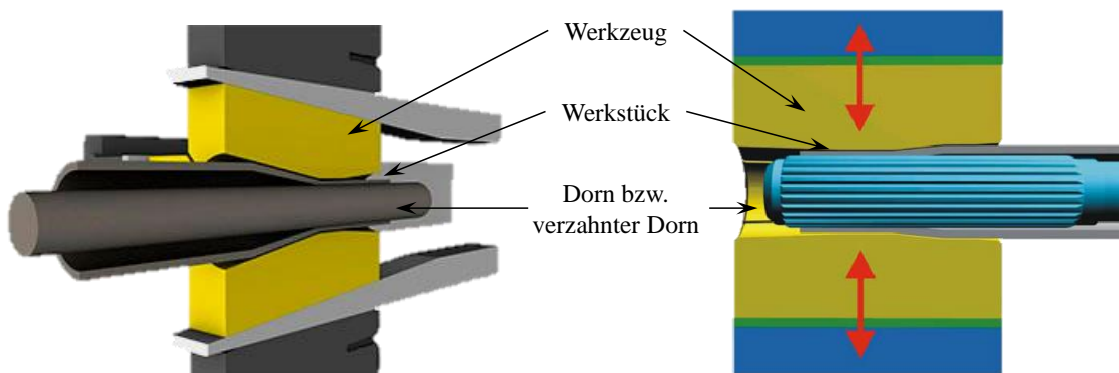


Abbildung 2.7: Anordnung der Werkzeuge um ein Werkstück herum und Wirkprinzip der Werkzeuge in einer Rundknetmaschine [Mül05, Gru12]

Das Rundkneten grenzt sich durch einen ununterbrochenen Faserverlauf im Werkstück von den spanenden Bearbeitungsverfahren ab. Durch Kaltverfestigung wird eine gute Bauteilfestigkeit sowie eine gegenüber spanend hergestellten Bauteilen um 30 % höhere Dauerfestigkeit erreicht [Gru12]. Darüber hinaus sind Gewichtsreduzierungen von bis zu 50 % gegenüber spanenden Fertigungsverfahren erzielbar (Abbildung 2.8) [Hag14].

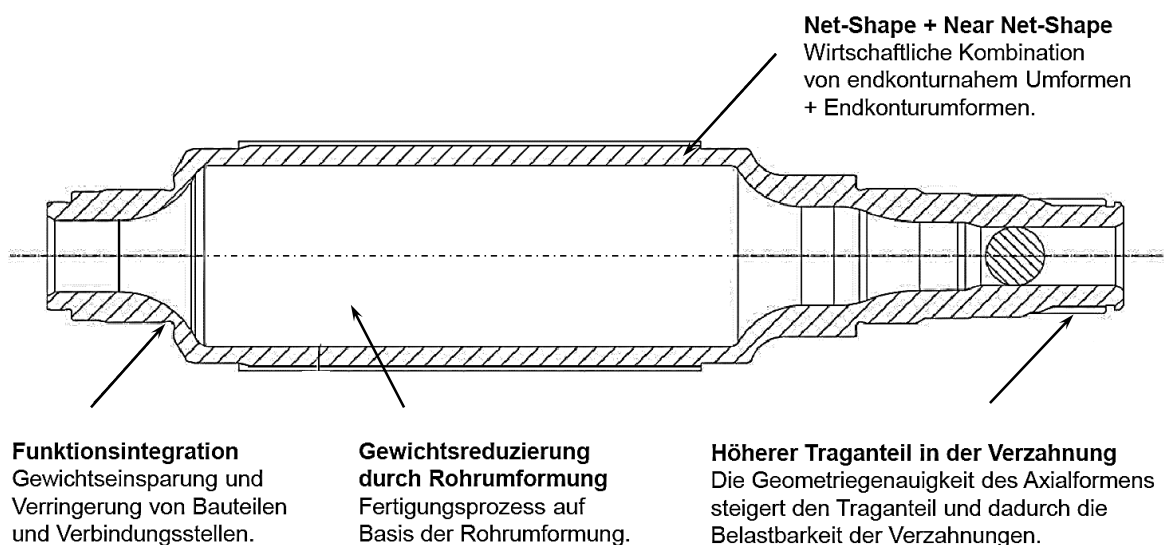


Abbildung 2.8: Vorteile bei der Herstellung hohler Rotorwellen durch Rundkneten [Hag14]

Für Außendurchmesser sind beim Rundkneten die Toleranzklassen IT8-IT9 erreichbar, bei der Bearbeitung von Innendurchmessern über einen Dorn sogar Toleranzklassen bis zu IT7 [Gru12]. Im Vergleich zum Walzen weist das Rundkneten bei der Herstellung von verzahnten Antriebswellen eine größere Gleichmäßigkeit der Zahnücke auf (Abbildung 2.9). Die Antriebswelle kann dadurch mit einem höheren Drehmoment belastet werden.

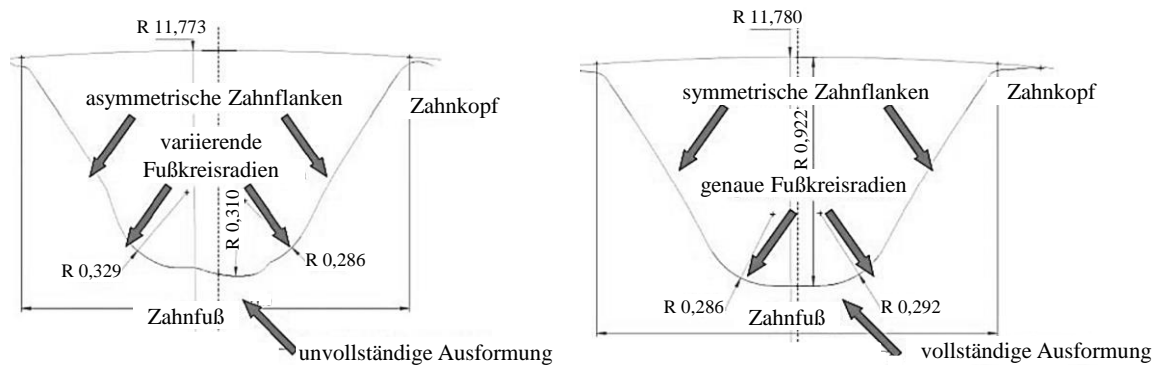


Abbildung 2.9: Profilschrieb einer Zahnücke; Links: Unvollständige Ausformung bei gewalzter Herstellung; Rechts: Vollständige Formfüllung durch Rundkneten [Gru12]

2.1.3 Herstellung von Innengeometrien durch Kaltfließpressen

Der Stand der Technik zu den Verfahrensgrundlagen der etablierten Kaltfließpressverfahren mit speziellem Fokus auf Abstreckgleitziehen wird nachfolgend erörtert. Ebenso werden mögliche Werkzeugkonzepte zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen Innengeometrien mit großen Länge zu Durchmesser Verhältnissen dargestellt.

2.1.3.1 Kaltfließpressen und Ausstoßen allgemein

Als Untergruppe des Druckumformens wird das Fließpressen als Durchdrückverfahren nach DIN 8583-6 folgendermaßen definiert: „Durchdrücken eines zwischen Werkzeugteilen aufgenommenen Werkstücks, z.B. Stababschnitt oder Blechausschnitt, vornehmlich zum Erzeugen einzelner Werkstücke. Im Unterschied zum Verjüngen sind beim Fließpressen größere Formänderungen möglich“ [DIN07b]. Das Fließpressen kann anhand verschiedener Kriterien wie z.B. der Richtung des Werkstoffflusses bezüglich der Werkzeughauptbewegung (vorwärts, rückwärts und quer) oder der Form des gefertigten Pressteils (voll-, Napf- und hohl-) unterteilt werden. Abbildung 2.10 stellt die Fließpressverfahren in einer Matrix dar.

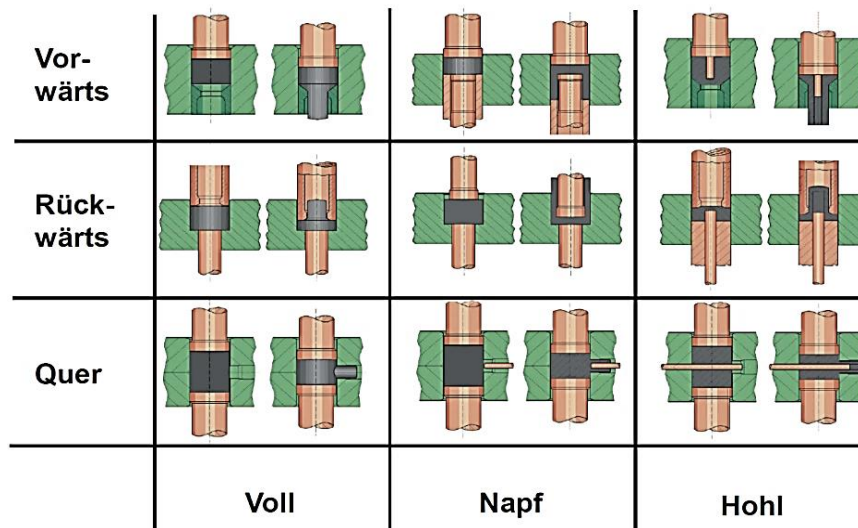


Abbildung 2.10: Schematische Darstellung der Kaltfließpressverfahren [Lie10]

Die Fließpressverfahren können sowohl bei Raumtemperatur als auch nach vorheriger Erwärmung des Rohteils durchgeführt werden. Findet der Umformprozess bei Raumtemperatur statt, spricht man von Kaltfließpressen. Wird das Rohteil vor dem Umformen auf über die Rekristallisationstemperatur erwärmt, findet Halbwarm- oder Warmumformung statt. Bei Erwärmung der Halbzeuge bzw. Stababschnitte bis unterhalb der Rekristallisationstemperatur spricht man von Lauwarmumformung [Doe10, Klo13, Lie14]. Vor- und Nachteile des Fließpressens in den jeweiligen Temperaturbereichen können zahlreichen Publikationen entnommen werden [Lin66, May83, Gei88, VDI98, Lin02, Lan08, Lie10].

Durch große Druckspannungen in Radial- und Axialrichtung beim Kaltfließpressen beginnt das Fließen des Werkstoffes. Drücke von über 2.000 MPa innerhalb der Matrize stellen dabei keine Seltenheit dar. Da eine herkömmlich ausgeführte Matrize unter diesen Bedingungen versagen kann, werden zwecks Überlagerung von ausreichend hohen Druckspannungen auf der Außenseite der Matrize entsprechende Armierungen eingesetzt. Mithilfe der Armierungen können die Zugspannungen während des Umformens auf der Innenseite der Matrize teilweise bis vollständig kompensiert werden.

Die besonderen Vorteile des Kaltfließpressens gegenüber anderen Umformverfahren stellen unter anderem die hohe Oberflächenqualität, die Maß- und Formgenauigkeit, die Mengenleistung, der beanspruchungsgerechte Faserverlauf, die verbesserten Werkstoffeigenschaften bzw. eine Festigkeitssteigerung durch Kaltverfestigung, kurze Fertigungszeiten und geringere Stückkosten dar [Lan81, Her88, Lan90, Hof12]. Diese Eigenschaften werden in Kapitel 2.2 detaillierter erläutert.

Im Anschluss an den Umformprozess wird das Fließpressteil aus dem Umformwerkzeug (Matrize) ausgeworfen. Dieser Schritt ist als Ausstoßen bzw. Auswurf des Pressteils definiert. Umform- und

Ausstoßprozess eines beispielhaften Napf-Rückwärts-Fließpressvorgangs sind in Abbildung 2.11 dargestellt. Das Ausstoßen wird in Kapitel 2.4 näher betrachtet.

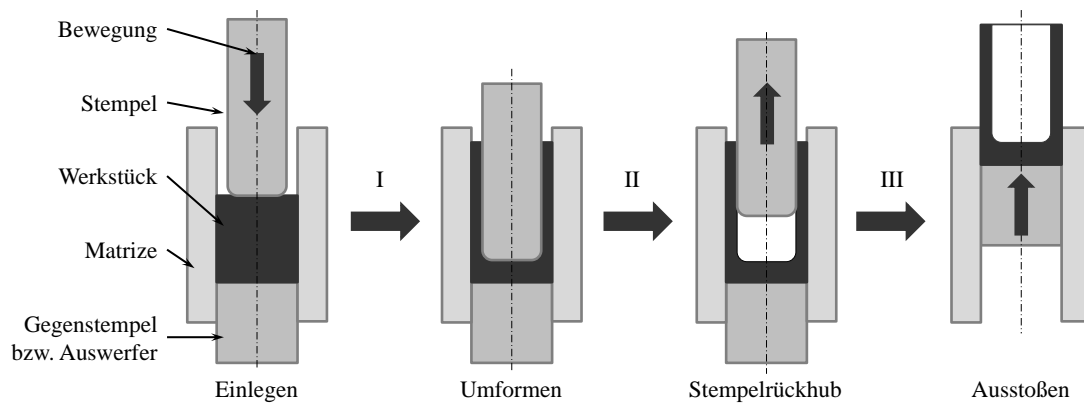


Abbildung 2.11: Umformprozess und nachfolgender Ausstoßprozess (beispielhaft für das NRFP)

2.1.3.2 Abstreckgleitziehen und Verfahrensgrenzen

Das Abstreckgleitziehen gehört zu jenen Fertigungsverfahren, welche nach DIN8584 zur Hauptgruppe des Umformens, darin zur Gruppe des Zugdruckumformens bzw. des Durchziehens, zählen. Darüber hinaus wird das Abstreckgleitziehen als Gleitziehen von Hohlkörpern über einen Abstreckring mit einem gegen den Werkstückboden drückenden Innenwerkzeug definiert [DIN03a]. Gemäß [Lan08] können durch Abstreckgleitziehen sowohl Hohlkörper als auch Nebenformelemente wie Keilprofile oder Nuten an dem Außendurchmesser eines Napfes oder massiven Bauteils erzeugt werden.

Das Verfahrensprinzip des Abstreckgleitziehens ist in Abbildung 2.12 dargestellt, wobei F_{st} – Stempelkraft, d_s – Stempeldurchmesser und α – Ziehringwinkel beschreiben. Am Anfang des Umformprozesses liegt der Hohlkörperboden fest an der Stirnfläche des Stempels an. Beim Abstreckgleitziehen wird der Hohlkörper mit einer Eingangswanddicke s_0 durch einen oder mehrere Abstreckringe gezogen, um die Eingangswanddicke s_0 auf die Ausgangswanddicke s_1 zu reduzieren. Dabei kann mit diesem Verfahren eine kleinere Wanddicke im Vergleich zum Bodenbereich hergestellt werden. Die Bodendicke bleibt jedoch unverändert. Als Hohlkörper wird in der Regel ein fließgepresster oder tiefgezogener Napf verwendet [Lan08, Pös10].

Hamann [Ham92] teilt die verschiedenen Verfahren des Abstreckgleitziehens in Einfachzug, Mehrfach- bzw. Folgezug und Synchronzug ein (Abbildung 2.12). Beim Einfachzug wird der Hohlkörper durch nur einen Abstreckring gezogen. Wird der Napf innerhalb eines Hubs durch mehrere Abstreckringe durchgeführt, ohne in zwei Abstreckringen gleichzeitig umgeformt zu werden, wird diese Prozessfolge als Mehrfach- oder Folgezug bezeichnet. Liegen die Abstreckringe so eng beieinander, dass sich die Umformzone zwischen mehreren Abstreckringen befindet, spricht man von einem Synchronzug. Die Aufteilung der Umformzone auf mehrere Abstreckringe

beim Folgezug bewirkt gegenüber dem Einfachzug eine Reduzierung der benötigten Stempelkraft und dementsprechend der auf den Bauteilboden wirkenden Ziehkräfte in jeder einzelnen Stufe. Durch diese Aufteilung können höhere Gesamtumformgrade als beim Einfachzug erzielt werden. Darüber hinaus können das Abstreifen vom Stempel und der Weitertransport zur nächsten Umformstufe eingespart werden. Bei der Anwendung dieses Verfahrens müssen jedoch eine große Stempellänge, ein großer Einbauraum für das Werkzeug sowie ein größerer Stößelhub sichergestellt werden [Ham92]. Beim Synchronzug stellen sich stets höhere Stempel- und Bodenkräfte ein als beim Einfachzug. Die auftretenden Gesamtkräfte sind jedoch niedriger als die Summe der Kräfte mehrerer getrennt durchlaufener Folgezüge. Dies resultiert daraus, dass der Werkstoff mit einer bereits vorhandenen axialen Zugspannung in die Umformzonen der nachfolgenden Abstreckringe einläuft. Bedingt durch die überlagerte Zugspannung ist eine geringere radiale Druckspannung im Vergleich zum Einfachzug erforderlich.

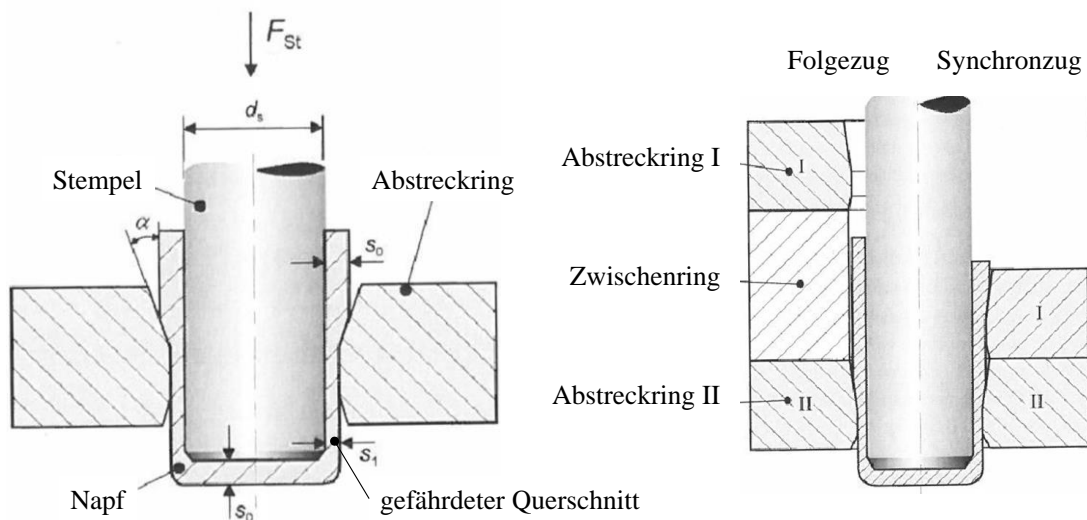


Abbildung 2.12: Abstreckgleitziehen eines Napfes; Links: Einfachzug; Rechts: Folgezug und Synchronzug [Pös10]

In der Vergangenheit wurden zahlreiche, nach Einfach- und Mehrfachzug unterteilte, wissenschaftliche Untersuchungen zu Verfahrensgrenzen und Spannungszustand beim Abstreckgleitziehen von zylindrischen Hohlkörpern durchgeführt [Bau49, Wei54, Kuh59, May61, Bus69, Sch81, Ham92, Pös10]. Um höhere Umformgrade zu erreichen, wurde in diesen Untersuchungen der Abstreckwinkel der Werkzeuge analysiert, da dieser maßgeblich das Risiko von sogenannten „Bodenreißen“ beeinflusst.

In einer Studie zum Einfachzug erforschte Weiss [Wei54] den Zusammenhang zwischen Stempelkraft und Abstreckwinkel bei unterschiedlichen Werkstoffen. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurde ein zu minimalem Kraftbedarf führender Abstreckwinkel bestimmt. Nach [Wei54] ist dieser Winkel der Matrize als „optimaler Abstreckwinkel“ definiert. Die erforderliche Kraft für den

Stempel beim Einfachzug wird auf den niedrigstmöglichen Wert reduziert, weshalb dieser „optimale Abstreckwinkel“ in der Industrie regelmäßig zur Anwendung kommt. Ferner wurde der Einfluss der Reibung zwischen Dorn und Pressteil auf die Stempelkraft sowie auf den gefährdeten Querschnitt (Abbildung 2.12 links) untersucht. Die experimentellen Untersuchungsergebnisse zum „optimalen Abstreckwinkel“ zeigten, dass die Reibungskraft bis zu 30 % der Stempelkraft betragen kann. Eine Erhöhung der Reibungskraft führt zu einer erheblichen Entlastung des gefährdeten Querschnitts.

Den Arbeiten [Bau49, Kuh59, May61] zu Folge fällt unter Voraussetzung eines identischen Umformgrades die Stempelkraft beim Mehrfachzug niedriger aus als beim Einfachzug. Weiterhin zeigten die Arbeiten von Kuhn und Bauder [Bau49, Kuh59], dass der Grenzumformgrad bei steigender Anzahl von Abstreckringen zunimmt und der Ziehdruck bei Anwendung von zwei Abstreckringen beim Mehrfachzug im Vergleich zum Einfachzug „etwas geringer“ ist. Bauder berichtete in eigenen experimentellen Untersuchungen von einer erhöhten Querschnittsänderung. Diese betrug beim Einfachzug 0,48, während der Doppelzug einen Wert von 0,58 aufwies. Diese Zusammenhänge wurden von Kuhn bekräftigt [Kuh59]. Kuhn nannte als Grenzumformung für die Änderung des Querschnittes beim Einfachzug einen Wert von 0,68, für den Vierfachzug 0,74 sowie für den Einsatz von fünf Abstreckringen einen Wert von 0,75. Für die Umsetzung von höheren Umformgraden schlug er den Einsatz des Mehringverfahrens bzw. Mehrfachzuges vor. Der Einsatz von mehr als vier Abstreckringen brachte jedoch keine signifikanten Vorteile mit sich. Aus ökonomischer Sicht lag nach Kuhn die Grenze beim Verfahren mit mehreren Ringen beim Vierfachzug. Kuhn und Bauder stellten den Vierfachzug vier Einzelzügen gegenüber und verglichen dabei die Kraft beim Vierfachzug mit der Kraft der vier aufaddierten Kräfte der Einzelzüge. Die Zerlegung des Gesamtumformgrades auf die jeweiligen Ziehringe war bei beiden Methoden identisch.

Durch die Anwendung des Mehrfachzuges ergab sich nach May [May61] eine vorteilhafte Reduzierung der auftretenden Umformkräfte in den jeweiligen Ziehringen. Diese Wirkung hatte ihre Ursache in der Vorspannung, welche aus den vorgeschalteten Ziehringen hervorging. Zusätzlich führt nach May die im Vergleich zum Einfachzug erhöhte, aufgrund der Reibung entstehende Übertragung der Kraft zwischen dem Stempel und dem Pressteil zu erweiterten Verfahrensgrenzen. Aus den Ergebnissen von Weiss, Bauder und Kuhn [Wei54, Bau49, Kuh59] schlussfolgerte May beim Einsatz von mehreren Ringen eine größere Kontaktfläche zwischen Stempel und Pressteil als bei nur einem Ziehring. Dementsprechend erfolgte ein größerer Anteil der Übertragung der Stempelkraft durch Reibung. Aufgrund dieser Prozessverhältnisse folgte für den Mehrfachzug im Vergleich zum Einfachzug eine niedrigere Belastung des Bauteilbodens.

Eine weitere Untersuchung erfolgte durch Kusnecov [Kus67]. Darin wurden zwei verschiedene Verfahren miteinander verglichen: das „aufeinanderfolgende Abstrecken durch zwei Ringe“ und das „gleichzeitige Abstrecken durch zwei Ringe“. In seiner Arbeit erzielte Kusnesov identische Resultate wie zuvor Kuhn, Bauder und May [Bau49, Kuh59, May61]. Seinen Ergebnissen zur Folge waren für die Querschnittsänderung beim Einfachzug Werte von 0,45 bis 0,5 zu erreichen, beim Einsatz von zwei Ziehringen 0,65 bis 0,70. Eine optimale Verteilung des Gesamtumformgrades wurde bei dem Einsatz von zwei Abstreckringen erreicht. Allerdings bezogen sich diese Untersuchungen nur auf das „aufeinanderfolgende Abstrecken durch zwei hintereinander angeordneten Ziehringe“.

Als Ergebnis kann festgehalten werden, dass der größte Anteil der Stempelkraftübertragung aus dem umgeformten und aus der Matrize ausgetretenen Querschnitt (Abbildung 2.12 links „gefährdeter Querschnitt“) des Pressteils hervorgeht. Aus einer steigenden Stempelkraft F_{st} resultiert eine höhere Spannung am Querschnitt. Die Zugspannungen in der Wand des Pressteils können zu einem Versagen im Bereich des Bauteilbodens führen. Dies tritt bei einer Überschreitung der Zugfestigkeit des Werkstoffes in dieser Bauteilzone auf. Zur Erreichung eines maximal zulässigen Umformgrades muss der kritische Querschnitt so wenig wie möglich belastet werden. Da eine Reduzierung der Stempelkraft zu einer Erhöhung des Grenzumformgrades führt, muss stets eine minimale Stempelkraft angestrebt werden. Aus dem Mehrfachzug resultieren eine niedrigere Stempelkraft sowie ein höherer Grenzumformgrad. Der Mehrfachzug kann bei diesem Verfahren ausgehend von den betrachteten Publikationen als beste Prozessfolge angesehen werden. Für die Bestimmung der maximal zulässigen Stempelkraft ist die Verteilung des Gesamtumformgrades auf die jeweiligen Ziehlinge beim Mehrfachzug ausschlaggebend.

Damals neuere Erkenntnisse von Busch [Bus69] stützten jene These, dass eine niedrigere Stempelkraft zu einem größeren Grenzumformgrad führt, jedoch nicht. Mittels gezielter Versuche konnte eine Zunahme der Stempelkraft bei einer beliebigen Verteilung des Gesamtumformgrades auf einzelne Ziehlinge festgestellt werden. Als neuer Faktor des Gesamtumformgrades wurde von Busch die sogenannte Bodenkraft ermittelt, welche als Kraft vom umgeformten Querschnitt der Hülse beim Verlassen des Ringes übertragen werden kann (Abbildung 2.12). Der optimale Abstreckwinkel wurde nach seinen Untersuchungen durch den kleinsten Betrag der Bodenkraft definiert. Aus ihm soll der größte Grenzumformgrad resultieren. Busch änderte die Formulierung von Weiss [Wei54] „der günstigste Abstreckwinkel ist der Winkel, bei dem die Abstreckkraft am kleinsten ist“ auf „der günstige Abstreckwinkel ist jener Winkel, bei dem die Bodenkraft am kleinsten wird“. Nach Busch trat eine Entlastung des Querschnitts der Hülse bei Winkeln unter 6° auf, wobei die Bodenkraft sehr gering war (Abbildung 2.13 links). Bei Anwendung eines Abstreckwinkels von weniger als 6° konnte mittels Einfachzug eine Querschnittänderung von 0,91

erzielt werden, was bei keinem anderen Kaltfließpressverfahren von Stahl ohne Zwischenglühen erreicht werden konnte. Des Weiteren betonte Busch, dass sich die Vorteile des Mehrfachzuges nur noch bei Abstrekwinkeln oberhalb von 6° ergeben und die Anzahl der Ringe den Gesamtumformungsgrad reduziert. Diese Gegebenheiten hatten zur Folge, dass die Mittel der elementaren Plastizitätstheorie [Sie32, Sie50, Kör40, Gel67, Kob64, Tho65] zur genauen Beschreibung des Abstreckgleitziehens nicht genügten.

Ein damals neuer auf den Arbeiten von [Mey25, Kör28, Kör40, Wis58, Gel67, Kop68] basierender Lösungsansatz von Busch zur Ermittlung der Stempelkraft fokussierte sich auf den Verlauf der Bereichsgrenze der plastischen Zone. Der Ansatz eines kinematisch zulässigen Geschwindigkeitsfelds bildete den Startpunkt seiner rechnerischen Bestimmung der Umformkraft beim Abstreckgleitziehen. Dabei wurde eine Korrelation zwischen der Form der plastischen Zone und dem Geschwindigkeitsfeld erarbeitet. Dieser Ansatz wurde durch Integration einer Tangentialgeschwindigkeit optimiert. Um die Stempelkraft präzise zu ermitteln, wurden die zur Umformung erforderliche Leistung und Stempelgeschwindigkeit messtechnisch erfasst. Auswertungen der rechnerisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte unterstützten das beschriebene Berechnungsverfahren. Abbildung 2.13 rechts stellt die Validierung der nach dem neuen Ansatz [Bus69] berechneten Stempelkraft durch die experimentell ermittelten Werte der Umformkraft beim Einfachzug dar.

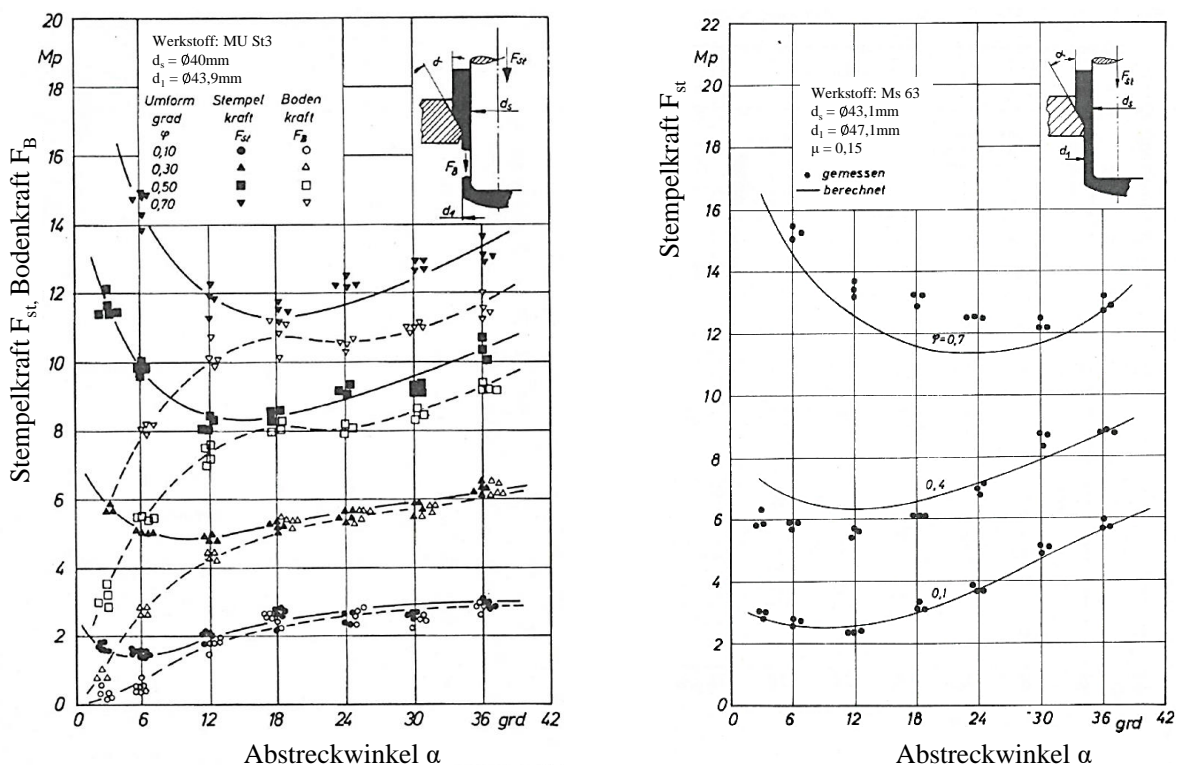


Abbildung 2.13: Links: Experimentell ermittelte Abhängigkeit der Stempelkraft und Bodenkraft vom Abstrekwinkel; Rechts: Vergleich der nach dem Ansatz von Busch berechneten Stempelkraft mit experimentellen Messwerten beim Einfachzug [Bus69]

Um die Maßgenauigkeit der Pressteile genauer charakterisieren zu können, wurde der Einfluss des Spiels zwischen Stempel und Hülse auf die Stempel- und Bodenkraft analysiert. Dabei wurde festgestellt, dass die Bodenkraft bis zu einer Durchmesserdiffferenz von 2 mm steigt und danach einen konstanten Wert annimmt. Der bereits bestehende Wanddickenunterschied wird durch die Umformung nicht beeinflusst. Da Dicke und Beschaffenheit der Schmiermittelschicht die erzeugte Oberflächengüte stärker beeinflussen als die Oberfläche des Ausgangswerkstücks, müssen Schmierstoff und Schmierstoffmenge vor allem bei größeren Abstreckwinkeln beachtet werden.

Die Untersuchungen von Weiß [Wei54] und Busch [Bus69] wurden von Lange [Lan88] zusammengefasst und interpretiert. Abbildung 2.14 stellt die beim Abstreckgleitziehen wirkenden Kräfte, auftretenden Spannungen sowie deren Verläufe entlang der Umformzone dar. Die Prozesskraft wird stets über die Stirnfläche des Stempels in den anliegenden Napfboden des Pressteils eingeleitet. Da sich die Krafteinleitzone der Prozesskraft hinter der Umformzone befindet, muss die Kraft über den kleineren Endquerschnitt der freiliegenden Napfwand in die Umformzone übertragen werden, wodurch diese hohen Zugspannungen ausgesetzt ist. Mit zunehmender Stempelbewegung bis zum Austritt aus der Umformzone sinkt die axiale Zugspannung im Pressteil in der Umformzone ab. Im Kontaktbereich zwischen Ziehring und Pressteil entsteht eine hohe Reibungskraft F_{RS} , deren axialer Anteil der Zugspannung entgegenwirkt. Durch Reduzierung der Wanddicke beim Abstreckgleitziehen liegen die Spannungen in tangentialer und radialer Richtung ausschließlich im Druckbereich und werden durch die Reibungsfläche zwischen Ziehring und Pressteil beeinflusst. Der zweite abgebildete Spannungsverlauf kleiner Abstreckwinkel zeigt, dass vor allem die Axialspannung stark durch den Abstreckwinkel α_z beeinflusst werden kann. So kann der Axialspannungsverlauf durch den Einsatz eines kleinen Abstreckwinkels in den Druckbereich verschoben werden, da die Übertragung der Prozesskraft vollständig über die Reibung zwischen Dorn und der inneren Wandfläche des Napfes erfolgt [Lan88]. Dies kann auch der Gleichung (2.1) zur Berechnung der Prozess- bzw. Stempelkraft F_{St} entnommen werden. Die Stempelkraft setzt sich bei Abstreckgleitziehprozessen gemäß Weiß [Wei54] aus der Summe der wirkenden ideellen Umformkräfte F_{id} , Biegekräfte, Reibungskräfte F_R und Schiebekräfte F_{Sch} zusammen. Die Summe dieser Kräfte kann beim Abstreckgleitziehen näherungsweise durch die Bodenkraft F_B und die Dornreibungskraft F_{RD} wiedergegeben werden [Lan88].

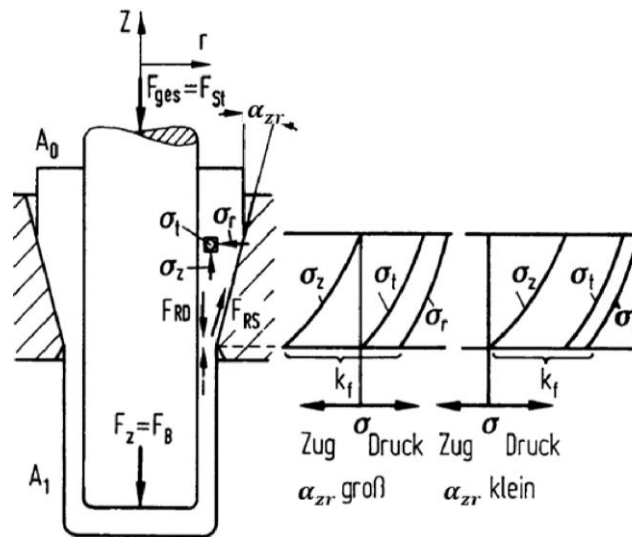


Abbildung 2.14: Links: Kräfte und Spannungen beim Abstreckgleitziehen; Rechts: Idealisierte Spannungsverläufe in der Umformzone für den Einfachzug [Lan88]

Die Stempelkraft lässt sich durch die Gleichungen (2.1) und (2.2) berechnen:

$$F_{St} = F_{id} + F_{RS} + F_{Sch} = F_B + F_{RD} \quad (2.1)$$

$$F_{St} = k_{fm} A_1 \left[\left(1 + \frac{2\mu_s}{\sin 2\alpha_{zr}} \right) \varphi_{max} + \frac{\hat{\alpha}}{2} \right] \quad (2.2)$$

Für die Bodenkraft gilt:

$$F_B = F_{id} + F_{RS} - F_{RD} + F_{Sch} \quad (2.3)$$

$$F_B = k_{fm} A_1 \left[\left(1 + \frac{2\mu_s}{\sin 2\alpha_{zr}} - \frac{\mu_D}{\tan \alpha_{zr}} \right) \varphi_{max} + \frac{\hat{\alpha}}{2} \right] \quad (2.4)$$

Hamann [Ham92] betrachtete in einer theoretischen und experimentellen Arbeit den Spannungs-Dehnungs-Zustand sowie die Umformkräfte beim Synchronzug-Abstreckgleitziehen blechhalterlos tiefgezogener Näpfe und verglich diese mit dem Einfachzug-Abstreckgleitziehen. Darüber hinaus untersuchte er den Einfluss der inhomogenen Verteilung des Umformgrades in tiefgezogenen Näpfen auf das nachfolgende Abstreckgleitziehen. Es wurde festgestellt, dass die Dicke der Napfwand und die Werkstofffestigkeit in Wanddickenrichtung mit zunehmender Napfhöhe ansteigen. Zunehmende Ungenauigkeiten des Napfes entstehen dabei durch nicht zentrisches Einlegen der Rohteile. Die Umformung der nicht zentrisch eingelegten Näpfe führt zu einer asymmetrischen Belastung des Stempels und einer daraus resultierenden Verbiegung des Stempels während seines Niederganges. Diese Gegebenheiten führten zu ansteigenden Stempelkraft-Weg-Verläufen beim Abstreckgleitziehen. Hamann fand heraus, dass die Werkstofffestigkeit mit zunehmendem Umformgrad homogener wird und schlug Synchronabstrecken bzw. Umformen gleichzeitig in mehreren Matrizen mit überlagerter Zugspannung vor, um höhere Umformgrade zu erreichen. Ein

Vorteil dieses Umformprozesses besteht in der vollständigen Auflösung der Radialspannung in den letzten Umformstufen des Synchronzuges. Daraus resultierten ein geringer Verschleiß und eine verminderte elastische Verformung des Ziehrings, wodurch eine höhere geometrische Präzision des abgesteckten Napfes und höhere Werkzeugstandzeiten erreicht werden konnten. Speziell für diesen Umformprozess wurde außerdem ein elementarer Berechnungsansatz auf Grundlage des Ansatzes nach Storoschew und Popow [Sto68] entwickelt, der erstmals die Berechnung der auftretenden Kräfte und Spannungen ohne aufwändige FE-Simulationen ermöglichte.

Darüber hinaus wurden in [Ker80, Sch81, Brü93, Pös10] diverse weitere wissenschaftliche Untersuchungen im Bereich des Abstreckgleitziehens von tiefgezogenen Pressteilen durchgeführt. Der Fokus lag dabei auf der Bestimmung des Einflusses der Anisotropie sowie der entstehenden Eigenspannungen nach dem Tiefziehen auf die Eigenschaften der abstreckgleitgezogenen Pressteile, wenn die Halbzeuge aus Blech gefertigt wurden. Diese Untersuchungen sind für diese Arbeit irrelevant und werden deshalb hier nicht näher betrachtet.

2.1.3.3 Kaltfließpressen von Hohlbauteilen mit komplexen Innengeometrien

Für die Erzeugung von außenschragverzahnten Bauteilen wurden ebenfalls bereits zahlreiche Untersuchungen durchgeführt. Diese fokussierten sich entweder auf die Entwicklung innovativer Stempelbewegungen während des Umformprozesses wie beispielsweise das Samanta-Verfahren oder neue Werkzeugkonstruktionen, die das Entformen bzw. Ausstoßen begünstigen [Pat74a, Pat74b, Pat82, Lan88]. Die meisten der entwickelten Konstruktionen sind auf die Fertigung von Innenschragverzahnungen nicht übertragbar. Im Gegensatz dazu steht die Entwicklung von Herstellverfahren für komplexe bzw. schragverzahnte Innengeometrien durch Kaltfließpressen noch in einer frühen Phase.

Auf Basis des in [Pat74b] entwickelten Werkzeugkonzeptes, welches zur Erzeugung einer Schragverzahnung durch das Voll-Vorwärts-Fließpressen im Paket (Samanta-Verfahren) eingesetzt wird, wurde von der Firma MAHLE Letrika eine Werkzeugkonstruktion mit drehbarem Stempel zur Herstellung von Innenverzahnungen von Kupplungsgehäusen entwickelt und vorgestellt [ICF29]. Das Werkzeugkonzept mit drehbarem Stempel ist in Abbildung 2.15 dargestellt. Im fest am Pressentisch gelagerten Werkzeugunterteil befinden sich die Matrize mit Werkstückaufnahme sowie ein aus Auswerfer, unterer Druckplatte und Auswerferhülse bestehendes Ausstoßsystem. Das Werkzeugoberteil ist am Pressenstößel befestigt. Dem schragverzahnten Stempel ohne zusätzliche Führung wird mittels zweier Radiallager eine Drehbewegung ermöglicht. Diese stellen zusammen mit der sich mitdrehenden Zwischenplatte die einzigen Berührungsflächen des Stempels mit dem Werkzeugoberteil dar. Die Radiallager werden von einem Spannring in Position gehalten. Der Stempel wird dadurch in axialer Richtung fixiert.

Mithilfe eines Axiallagers wird die Drehung des Stempels bzw. der Zwischenplatte realisiert. Die Zwischenplatte ist durch eine Schraube im Werkzeugoberteil axial befestigt. Mittels einer definierten Vorspannkraft kann sich die Schraube aufgrund eines Spiels zwischen Schraubenkopf und Werkzeugoberteil mit der Zwischenplatte mitdrehen. Zwischen Stößel und Werkzeugunterteil befindet sich eine fest gelagerte Abstreifbrücke.

Gemäß Abbildung 2.15 erfolgt der Fertigungsprozess in folgenden Schritten:

1. Einlegen des Rohteils in die Matrize
2. Auftreffen des Stempels auf das Rohteil durch Stößelbewegung
3. Einleitung einer Drehbewegung durch Schrägverzahnung des Stempels
4. Erzeugung der Schrägverzahnung (Umformprozess)
5. Rückbewegung des Werkzeugoberteils in seine Ausgangsposition
6. Lösen des Stempels vom Pressteil durch Drehbewegung
7. Ausstoßen des Pressteils von der Matrize bzw. Abstrecken vom Stempel

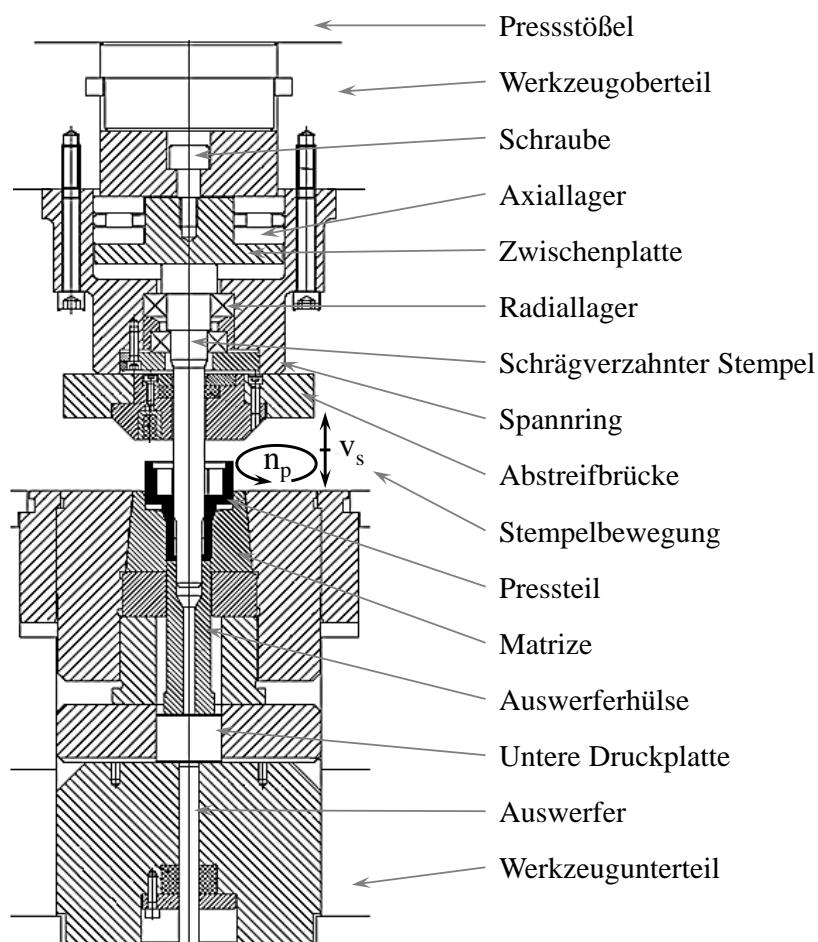


Abbildung 2.15: Pressen von Schrägverzahnungen mit drehbarem Stempel [ICF29]

Bei Anwendung von diesem Werkzeug erreichte Maßtoleranzen, Pressteilgenauigkeit und Formfüllung der Innengeometrie bzw. Zähne werden in [ICF29] jedoch nicht genannt.

Am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart wurde zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen Innengeometrien bzw. schräg verzahnten Hohlrädern ein weiteres Sonderverfahren entwickelt [Sch03], bei dem das Werkzeug in einer nach einem hydraulisch-mechanischen Wirkprinzip funktionierenden Schließvorrichtung angeordnet ist [Sie02]. Das Werkzeugprinzip und der Prozessablauf sind in Abbildung 2.16 dargestellt.

Der Ziehring ist am Werkzeugoberteil, welches am Pressenstößel befestigt ist, fixiert. Im Oberwerkzeug ist zusätzlich ein Hydraulikkolben, über den die Position und der Druck des daran befestigten Gegenhalters unabhängig von der Stößelbewegung gesteuert werden kann, integriert. Auf dem Pressentisch ist die untere Werkzeughälfte montiert, in deren Mitte eine der axialen Fixierung des darauf stehenden schrägverzahnten Dorns dienende Hülse befestigt ist. Die Hülse dient darüber hinaus der Führung des durch die Bohrungen in Hülse und Dorn verlaufenden und durch den Hydraulikzylinder des Pressentisches in Bewegung versetzten Auswerfers. Im Werkzeugunterteil befindet sich analog zum Pressenoberteil ein zusätzlicher Hydraulikzylinder über den mithilfe eines Adapters die den Dorn umfassende Druckhülse axial bewegt bzw. kraftgeregelt werden kann. Zu Beginn des Umformvorgangs sind die Hydraulikzylinder in den Werkzeughälften vollständig ausgefahren, das napfförmige Rohteil wird auf dem verzahnten Dorn positioniert. Das Werkzeugoberteil fährt mit der Stößelbewegung so lange auf das Unterteil, bis der Gegenhalter auf dem Rohteil aufsetzt und über den Hydraulikkolben eine geregelte Druckkraft auf den Napfboden ausübt. Die starren Komponenten des Werkzeugoberteils bewegen sich zusammen mit dem Pressenstößel weiter nach unten, wodurch auch der Ziehring auf das Rohteil auftrifft und der Abstreckgleitziehvorgang beginnt. Durch die fortschreitende Waddickenverminderung und der daraus folgenden Verlängerung des Pressteils kann über die am offenen Rand des Pressteils anliegende Druckhülse und dem gezielten Absenken des Hydraulikzylinders im Werkzeugunterteil ein Gegendruck zur axialen Fließbewegung des Werkstoffs erzeugt werden. Die damit verbundene Drucküberlagerung im Volumen des Werkstücks führt zu einem verbesserten Werkstofffluss in die Kavitäten der Verzahnung auf dem innenliegenden Dorn. Nach Abschluss des Abstreckgleitziehprozesses fährt der Pressenstößel mit dem Werkzeugoberteil zur Ausgangsposition im OT zurück. Der Auswerfer schiebt das verzahnte Pressteil vom Dorn.

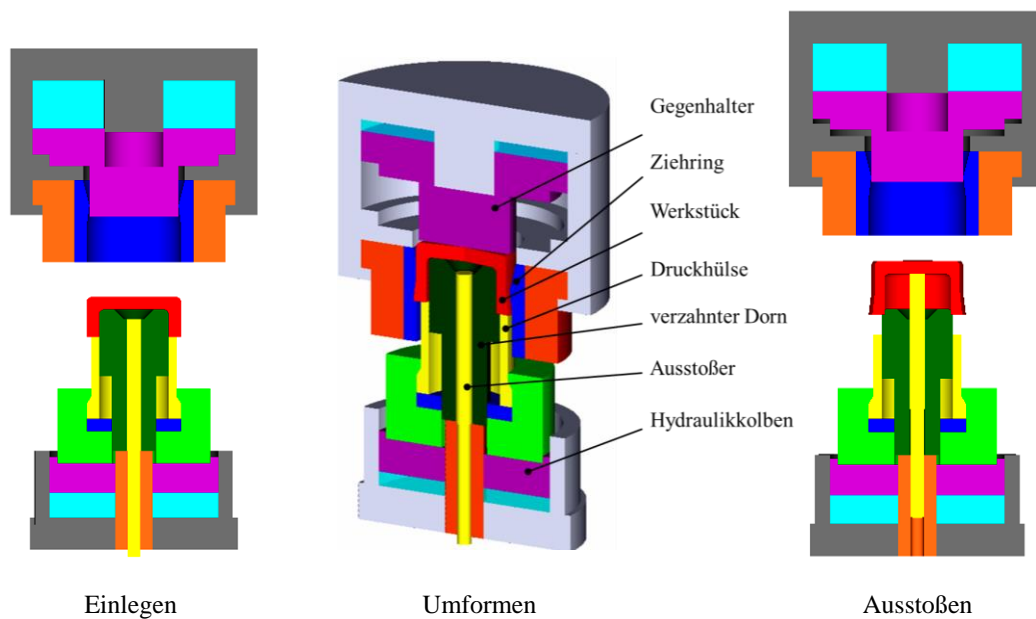


Abbildung 2.16: Werkzeugprinzip und Prozessablauf der Herstellung von schrägverzahnten Hohlrädern [Sch03]

Mithilfe dieses Verfahrens konnte eine gute Ausfüllung der Zahnkavitäten mit lediglich geringen Abweichungen im Profil zwischen Klasse IT 5 bis 8 erreicht werden [Sch02, Sch03]. Ob die Anwendung dieses Verfahrens in der Praxis empfohlen werden kann, ist abhängig von der Geometrie des Bauteils, speziellen Zahnformen und der auszubringenden Stückzahl. Bei Halbzeugen mit Außendurchmessern bis 150 mm und hohen Stückzahlen stellt das Abstreckgleitziehen mit Drucküberlagerung das gegenüber dem Drückwalzen (Kapitel 2.1.2.1) produktivere und in der Regel wirtschaftlichere Verfahren dar [Sch03].

Die experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit erfolgten unter Anwendung einer auf dem am IFU entwickelten Werkzeugkonzept basierenden Werkzeugkonstruktion. Dementsprechend wurde das Umformverfahren Abstreckgleitziehen mit seinen Verfahrensgrenzen in Kapitel 2.1.3.2 näher erörtert.

2.2 Bedeutung des Kaltfließpressens für die Herstellung von Antriebskomponenten

Die Herstellung von Bauteilen durch Massivumformung bietet im Vergleich zu anderen Verfahren den Vorteil einer net-shape Qualität bei gleichzeitig niedrigen Produktionskosten. Durch Kaltmassivumformung können vorteilhafte, sich positiv auf die Qualität des Bauteils auswirkende mechanische Eigenschaften genutzt werden. Zu diesen zählen neben hoher Festigkeit und Zähigkeit unter anderem enge Toleranzen, hohe Oberflächengüte und ununterbrochene Faserverläufe. Die Kaltmassivumformung wird überwiegend in Bereichen angewendet, in denen die gefertigten Bauteile im Anschluss nicht oder nur geringfügig nachbearbeitet werden müssen [Sch98]. Weiterhin bringt

dieses Verfahren im Vergleich zum Warmmassivumformen und vor allem zur spanenden Fertigung den in Relation zum Bauteilgewicht niedrigsten spezifischen Energiebedarf mit sich (Abbildung 2.17 links) [Her89, Doe07]. Das Ausmaß dieser Einsparungen ist jedoch von der Teilegeometrie sowie vom Einsatz der bis dato verwendeten Fertigungsverfahren abhängig. Bei qualitativ hochwertigen Werkstoffen fällt der Kostenvorteil aufgrund des geringeren Werkstoffeinsatzes umso höher aus. Die im Anschluss an die Umformung oftmals erforderliche spanende Bearbeitung beschränkt sich auf fertigungsbedingt schwierig herzustellenden Geometrien wie z.B. Einstiche, Gewinde und Hinterschneidungen [Sch98].

Der wirtschaftliche Stellenwert der Kaltmassivumformung in Korrelation zu weiteren Fertigungsverfahren in der Massivumformung ist in Abbildung 2.17 rechts dargestellt. Die Fertigung von Produkten durch Massivumformung lag 2016 in Deutschland bei etwa 2,23 Mio. Tonnen. Der Anteil der durch Kaltfließpressen hergestellten Produkte lag bei 437,5 Tsd. Tonnen [Inv16].

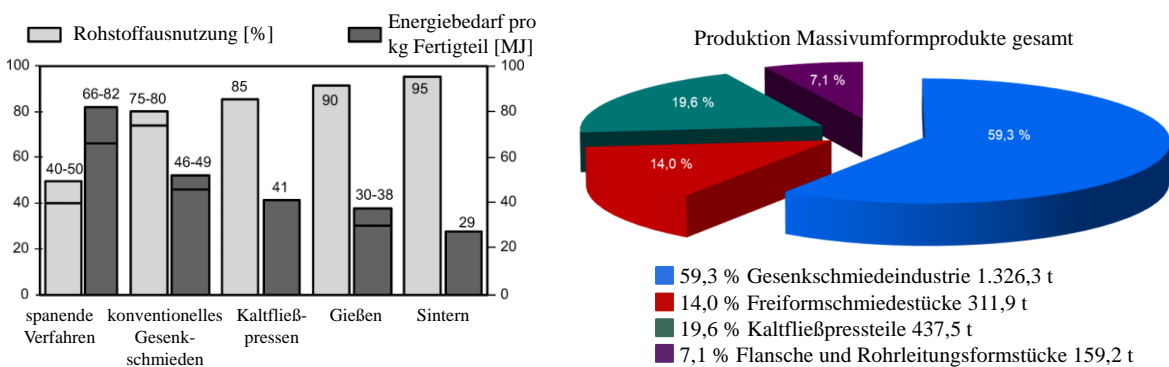


Abbildung 2.17: Links: Relativer Energiebedarf und Rohstoffausnutzung verschiedener Herstellungsverfahren einschließlich des Aufwandes für die Stahlherstellung und Energiegehalt des Abfalls [Her89]; Rechts: Produktionsanteile umformtechnisch hergestellter Komponenten in Deutschland 2016 [Inv16]

2.2.1 Beitrag des Kaltfließpressens zum Leichtbau von Antriebskomponenten

Die Dimensionierung von Antriebskomponenten in heutigen Kraft- und Nutzfahrzeugen erfolgt in Abhängigkeit von den geforderten mechanischen Anforderungen spezifiziert durch Härte, Steifigkeit, Zug-, Druck- und Dauerfestigkeit. Daraus resultieren örtliche Überdimensionierungen der Bauteile, welche Potenzial für Leichtbauoptimierung bieten. Ursache dieser Überdimensionierungen ist die Auslegung nach der örtlich am größten herrschenden Belastung im Bauteil [Rae04]. Das Kaltfließpressen verfügt im Vergleich zu anderen Fertigungsverfahren über ein hohes Potenzial für den konstruktiven Leichtbau [Inf04, Völl13, Wei13, Rae15], da der Kaltumformprozess einen starken Einfluss auf die lokalen mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs aufweist. Es konnte nachgewiesen werden, dass durch Kaltumformung erzeugte Bauteile unter der Voraussetzung einer idealen Prozessführung eine höhere dynamische Festigkeit als vergütete Bauteile besitzen können. Dabei kann durch Kaltverfestigung z.B. die Zugfestigkeit bei Stählen mit geringem bis mittlerem Kohlenstoffgehalt um bis zu 120 %, die Streckgrenze um 100 bis 300 % und die

Härte um 60 bis 150 % verbessert werden. Diese Eigenschaften tragen dazu bei, dass die umformtechnisch erzeugten Bauteile ihren Zweck, höchstmögliche Belastungen zu ertragen, mit hoher Sicherheit erfüllen können.

Neben der Verbesserung der mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes besitzen die kaltfließgepressten Bauteile belastungsgerechte Faserverläufe, welche durch die Ausrichtung der Kristallite, Zweitphasen und Einschlüsse gemäß der Fließrichtung bestimmt werden können [Col94, Cai07, Völ13]. Durch Kaltumformung erzeugte Bauteile weisen dementsprechend eine höhere Festigkeit auf. Der mithilfe des Kerbschlagbiegeversuchs bestimmte festigkeitssteigernde Effekt des Faserverlaufs ist in Abbildung 2.18 dargestellt [Wei13]. Dabei wurden die Kerbschlagbiegeproben aus einem massivumgeformten Bauteil senkrecht und parallel zur Faserverlaufrichtung aufgenommen und belastet (Abbildung 2.18 links). Die Ergebnisse dieser Untersuchung zeigten, dass die benötigte Kerbschlagarbeit bzw. die Widerstandsfähigkeit des Werkstoffes gegen zügige schlagartige Beanspruchung bei parallel zum Faserverlauf aufgenommenen Proben im Vergleich zu senkrecht aufgenommenen Proben um bis zu 120 % erhöhte Werte aufweist (Abbildung 2.18 rechts). Durch Sicherstellung einer Übereinstimmung der Faserrichtung und der Hauptbelastungsrichtung des Bauteils kann die Widerstandsfähigkeit des Werkstoffes gegen schlagartige Beanspruchung deutlich verbessert und dadurch das Bauteilgewicht reduziert werden [Mor75]. Bei spanenden Nachbearbeitungen werden die Faserverläufe jedoch stets unterbrochen, was lokal eine deutliche Minderung der festigkeitssteigernden Wirkung zur Folge hat [Sch12].

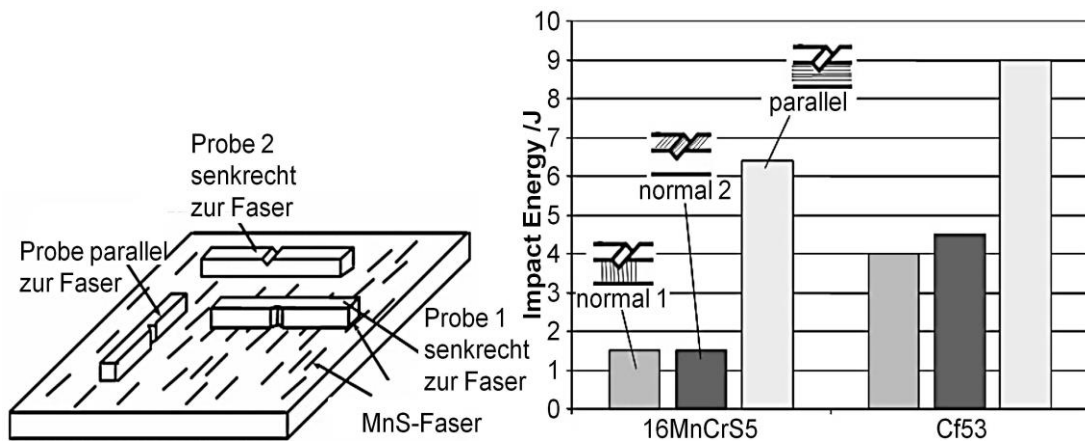


Abbildung 2.18: Ergebnisse der Kerbschlagbiegeversuche senkrecht und parallel zum Faserverlauf aufgenommener Proben massivumgeformter Bauteile [Wei13]

Weiteres Leichtbaupotenzial bietet die Aufbringung von Eigenspannungen im Bauteil durch Kaltfließpressen. Die entstehenden Eigenspannungen sind dabei in ihrem Betrag über dem Profilquerschnitt eines Bauteils ungleichmäßig verteilt [Tek88]. Im Bauteil ist das Auftreten von Druck- sowie Zugeigenspannungen möglich. Als Folge der herrschenden Eigenspannungen sind neben den positiven auch negative Effekte, die Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften eines durch Kaltumformung hergestellten Bauteils haben können, nicht auszuschließen. Zugeigenspannungen,

die in der Nähe der Oberfläche auftreten, können durch anschließendes Belasten während des Betriebes durch zusätzliche Zugbelastung ein früheres Bauteilversagen zur Folge haben. Druckeigenstressungen in der Nähe von Oberflächen können im Gegensatz dazu ein Bauteilversagen hinauszögern. Anhand dieser Kenntnisse konnte bei gleicher Belastung nachgewiesen werden, dass sich durch Einsatz der Kaltumformung im Vergleich zur Zerspanung deutliche Vorteile ergeben [Völ13]. Die Anwendung einer zweckmäßigen Prozessführung kann eine gezielte Indizierung von Eigenspannungen hervorrufen und somit zur Gewichtsreduzierung des Bauteils führen [Zuc97]. Eine dem Umformprozess nachfolgende Wärmebehandlung kann jedoch zum Abbau der Eigenspannungen sowie einer aus der Versetzungsdichte hervorgehenden hohen Festigkeit führen [Völ13, Ber77].

Derzeit werden diese oben genannten, durch das Kaltfließpressen beeinflussbaren, mechanischen Eigenschaften bei der Auslegung der Belastbarkeit der umgeformten Bauteile nur ungenügend beachtet. Wie bereits dargestellt, kann das Gewicht eines Kaltfließpressbauteils durch eine beanspruchungsgerechte, den auftretenden Betriebslasten angepasste Eigenschaftseinstellung reduziert und die Betriebsfestigkeit dennoch beibehalten werden. Kaltfließpressbauteile werden in hoher Anzahl im Automobilbereich verwendet und tragen dadurch entscheidend zum Leichtbau von Kraftfahrzeugen bei. Ausgehend von Untersuchungen der letzten Jahre [Dah13] erlaubt der derzeitige Stand der Technik bei diversen Bauteilen durch verbesserte bzw. prozessangepasste Werkstoffwahl, modifizierte Fertigungstechnik und innovatives Bauteildesign eine weitere Gewichtsreduzierung von bis zu 25 %.

2.2.2 Durch Kaltfließpressen erreichbare Toleranzklassen

Durch den Einsatz der Kaltmassivumformung entsteht auf der Bauteiloberfläche im Gegensatz zu Umformverfahren mit höheren Werkstücktemperaturen keine Verzunderung. Der entstehende Wärmeverzug ist sehr gering. Im Vergleich zum Warm Schmieden lassen sich dadurch in Bezug auf Form und Maß des Bauteils höhere Genauigkeiten realisieren [Inv12].

Die in Kapitel 2.2.1 dargestellten Eigenschaften der Werkstücke verleihen den massivumgeformten Produkten eine hohe Qualität. Dazu zählen Qualitätseigenschaften wie hohe Geometriegeometrie, Oberflächengüte und hervorragende mechanische Eigenschaften. Für die Einhaltung von hohen Genauigkeiten und Oberflächeneigenschaften müssen weitere, in Tabelle 2.1 dargestellte Einflussfaktoren berücksichtigt werden [Sch98].

Tabelle 2.1: Übersicht der Einflussfaktoren auf die Geometriegenauigkeit und Oberflächengüte von Kaltfließpressteilen [Sch98]

Anlage	Maschine	Kinematik, Steifigkeit, Führungsgenauigkeit, etc.
	Automatisierung	Gewichtskontrolle, Positioniergenauigkeit, etc.
	Erwärmung (hw)	Art, Temperatur, Temperaturführung
	Abkühlung (hw)	Temperaturführung
Rohteil	Ausgangswerkstoff	Analyse, Festigkeit, Gefüge
	Ausgangsmaterial	Draht, Stab, Dickblech; gewalzt, geschält, etc.
	Herstellverfahren	Scheren, Sägen, Ausschneiden
	Vorbehandlung	Weichglühen, Beizen, Phosphatieren, etc.
Verfahren	Stadienfolge / Stufenzahl	ein-, mehrstufig, Verfahrenskombination
	Temperatur	warm, kalt und halbwarm
	Zwischenbehandlung	Rekristallisationsglühen, Normalisieren, etc.
	Schmierung und Kühlung	Zusatzschmierung, Sprühen, Fluten, etc.
	Umsetzspiel	
Werkzeug	Genauigkeit	Werkzeugkonzeption, mechanische Werkzeugfederung, thermische Werkzeugdehnung, etc.
	Verschleiß	Werkzeugwerkstoff, -oberfläche, -beschichtung
Mensch	Werkzeugkonstrukteur	Fachkompetenz
	Werkzeughersteller	
	Bedienpersonal	
	Ausbildung und Schulung	

Tabelle 2.2 zeigt die durch Anwendung von Kaltfließpressen und anderen Fertigungsverfahren erreichbaren ISO-Toleranzen. Sie liegen für das Kaltumformen in der Regel zwischen IT 7 und IT 11 und werden wiederum von diversen Faktoren wie unter anderem Führungselemente im Gestell, Genauigkeit des Rohteils oder Steifigkeit der Presse beeinflusst. Bei Anwendung der Verfahren Abstreckgleitziehen und Verjüngen ist eine in dieser Tabelle dargestellte, z.B. durch die Verwendung eines Gestells mit Führungssäulen oder zusätzlicher Führungselemente im Werkzeug erreichte Verbesserung der Genauigkeit um bis zu zwei Qualitätsstufen möglich. Hohe Maßgenauigkeiten können jedoch nicht für alle Maße eines Bauteils realisiert werden. Die Sicherstellung hoher Maßgenauigkeiten sollte deshalb auf wichtige, z.B. die Hauptfunktionen des Bauteils beeinflussende Abmessungen fokussiert werden [Sch98, Inv12].

Tabelle 2.2: ISO-Toleranzen für Fließpressverfahren [VDI98]

Umformverfahren	IT – Angabe nach DIN ISO Qualität											
	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Warmfließpressen												
Halbwarmfließpressen												
Lauwarmfließpressen												
Kaltfließpressen												
Abstreckgleitziehen												
Stauchern												
Verjüngen												
	Erreichbar mit Sondermaßnahmen											
	Erreichbar ohne Sondermaßnahmen											

Zu den am häufigsten angewendeten Kaltfließpressverfahren zählen unter anderem das Napf-Rückwärts-Fließpressen (NRFP) und das Abstreckgleitziehen. Die beim Kaltfließpressen umsetzbaren Maßtoleranzen (normal, eng) sind von den Hauptabmessungen abhängig und in Tabelle 2.3

bis Tabelle 2.4 dargestellt. Genauere Toleranzklassen können durch Sondermaßnahmen wie beispielsweise eine hochgenaue Zentrierung von Ober- zu Unterwerkzeug realisiert werden.

Tabelle 2.3: Durchmesser-, Rundlauf- und Wanddickentoleranz für das NRFP [Sch98]

D bis mm	Toleranzen						s bis mm	Toleranzen	
	Durchmesser				Rundlauf			Wanddicke s	
	normal		eng		normal	eng		normal	eng
	D	d	D	d					
25	0,20	0,15	0,10	0,03	0,25	0,10	2	0,10	0,075
50	0,30	0,20	0,125	0,035	0,30	0,15	5	0,15	0,10
75	0,35	0,30	0,15	0,04	0,35	0,20	10	0,25	0,15
100	0,40	0,50	0,175	0,06	0,40	0,25	15	0,35	0,25

Tabelle 2.4: Durchmesser-, Rundlauf-, Wanddickentoleranz für das Abstreckgleitziehen [Sch98]

D bis mm	Toleranzen						SA bis mm	Toleranzen	
	Durchmesser				Rundlauf			Wanddicke s	
	normal		eng		normal	eng		normal	eng
	D _A	d _A	D _A	d _A					
25	0,15	0,10	0,075	0,025	0,025	0,010	2	0,075	0,035
50	0,25	0,20	0,10	0,03	0,030	0,015	5	0,075	0,04
75	0,30	0,25	0,125	0,035	0,035	0,020	10	0,10	0,05
100	0,35	0,30	0,15	0,045	0,045	0,025	15	0,10	0,07

Aufgrund der bei der Kaltmassivumformung ausbleibenden Verzunderung des Werkstücks kann eine Oberflächengüte von $R_z = 12$ bis $20 \mu\text{m}$ erreicht werden. Weitere Verbesserungen der Oberflächenqualität sind in Abhängigkeit von den auftretenden Kontaktspannungen und dem Zustand der Werkzeugoberfläche möglich. Die bezüglich R_z und R_a erreichbare Oberflächengüte ist in Tabelle 2.5 für verschiedene Umformverfahren dargestellt [Sch98, Inv12].

Tabelle 2.5: Oberflächengüte R_z und R_a für Massivumformverfahren [Sch98]

Umformverfahren	Erreichbare mittlere Rauhtiefe R_z [μm]										Erreichbarer arithmetischer Mittenrauhwert R_a [μm]															
	5	12	15	18	20	30	40	50	60	70	80	90	100	0,5	1	2	3	4	6	8	10	12	15	20	25	30
Warmfließpressen																										
Halbwarmfließpressen																										
Halbwarm/Kaltfließpressen																										
Kaltfließpressen																										
Abstreckgleitziehen																										
Stauchen																										
Verjüngen																										

2.2.3 Produktivitätsbestimmende Faktoren des Kaltfließpressens

Die Fertigungsverfahren des Kaltfließpressens weisen im Allgemeinen eine hohe Produktivität auf. Pressen mit horizontaler Arbeitsweise können von der Drahtrolle kleinere Werkstücke mit Hubzahlen von bis zu 200 Stk/min ausbringen. Mit vertikal arbeitenden Pressen ist auch die Her-

stellung von größeren, aus Stangenabschnitten erzeugten Werkstücken möglich, wobei Stückzahlen von bis zu 60 Stk/min erreichbar sind. Allerdings hängt die Ausbringungsmenge stark von der eingesetzten Presse ab. Im Allgemeinen sind mechanische Pressen für größere Produktionsmengen und Losgrößen zu empfehlen. Hydraulische Pressen sind wegen ihres hydrostatischen Arbeitsprinzips im Vergleich zu mechanischen Pressen relativ langsam und erreichen deutlich geringere Stückzahlen. Allerdings können mit ihnen bei geringerem Investitionsvolumen hohe Presskräfte, große Stößelhübe und Auswerferwege deutlich leichter erreicht werden. Aufgrund hoher Entwicklungskosten sowie des Kapitaleinsatzes für die Werkzeuge und Pressen ist eine bestimmte Mindeststückzahl in Hinsicht auf Wirtschaftlichkeit unumgänglich.

2.3 Zusammenfassung der Fertigungsverfahren zur Herstellung von Innengeometrien

In **Kapitel 2.1** wurden die derzeit existierenden spanenden und umformtechnischen Fertigungsverfahren zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien detailliert dargestellt. Da sich diese Arbeit auf die umformtechnische Herstellung solcher Bauteile durch Kaltfließpressen fokussiert, wurde in **Kapitel 2.2** das Potenzial und Vorteile des Kaltfließpressens im Vergleich zu anderen Fertigungsverfahren näher betrachtet. Die Ergebnisse dieses Kapitels zeigten, dass die Herstellung solcher Hohlbauteile durch Kaltfließpressen folgende sowohl technische als auch wirtschaftliche Vorteile mit sich bringt:

- Materialeffizienz, da die spanende Nachbearbeitung nach dem Umformen in der Regel aufgrund hoher Genauigkeit der Pressteile bis zu Toleranzklasse IT5 entfällt
- Reduzierung der Fertigungsstufen, dadurch Reduzierung der Fertigungskosten aufgrund geringeren Werkzeugverschleiß und Energiebedarf entlang der gesamten Prozesskette
- Potenzial für die Großserienfertigung durch eine Ausbringungsmenge von bis zu 60 Stk/min
- Deutliche Gewichtsreduzierung der Bauteile durch gezielte Nutzung von festigkeitssteigernden Effekten wie Kaltverfestigung oder Einbringung von Eigenspannungen
- Erhöhung der Mikrohärtigkeit und des Härteverlaufs um bis zu 150 % durch Kaltverfestigung
- Erhöhte Dauer- und Zugfestigkeit durch günstigen Faserverlauf

Die Vorteile des Kaltfließpressens bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen bzw. schrägverzahnten Innengeometrien gegenüber anderen Fertigungsverfahren sind in Tabelle 2.6 zusammengefasst.

Tabelle 2.6: Vergleich der Fertigungsverfahren zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen bzw. schrägverzahnten Innengeometrien

	Räumen	Wälzfräsen	Stoßen und Hobeln	Walzen	Rundkneten	Kaltfließpressen
Materialeffizienz	•	•	•	•••	•••	•••
Taktzeit	1-2 Stk/Min	1-2 Stk/Min	1-2 Stk/Min	3-4 Stk/Min	3-4 Stk/Min	60 Stk/Min
Maßtoleranzen	IT7	IT6	IT6 [Tsc14]	IT8	IT7	IT5
Oberflächengüte	•	••	••	•	•	•••
Gefüge	•	•	•	•••	•••	•••
Mikrohärte	•	•	•	••	••	•••
Kaltverfestigung und Eigenspannungen	Nein	Nein	Nein	•	•	•••
Härteverteilung	•	•	•	••	••	•••
Faserverlauf	•	•	•	••	••	•••
Legende	••• sehr gut • schlecht					

Aufgrund dieser technischen und wirtschaftlichen Vorteile kann das Kaltfließpressen für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien eindeutig empfohlen werden.

2.4 Ausstoßen von Hohlbauteilen nach dem Umformen

In diesem Abschnitt werden die Grundlagen des tribologischen Systems sowie die Einflussfaktoren auf die Reibung während der Umformung und des Ausstoßens betrachtet. Außerdem wird der Stand der Technik um die veröffentlichten Ansätze zur analytischen Berechnung der auftretenden Kräfte beim Ausstoßen von schrägverzahnten Pressteilen ergänzt.

2.4.1 Tribologisches System beim Fließpressen

Tribologische Beanspruchungen unterliegen einer Vielzahl an Einflussgrößen und Parametern, welche wiederum komplexe Wechselwirkungen untereinander aufweisen, sodass deren separate Untersuchung bei diversen Umformverfahren in dezidiert Weise oftmals nicht möglich ist. Um dennoch eine wissenschaftliche Analyse durchführen zu können, muss das tribologische Verhalten durch ein tribologisches System beschrieben und definiert werden [Czi15, Som14].

In der Wissenschaft und Technik wird die Tribologie als Relativbewegung von aufeinander aufliegenden und gegenseitig aufeinander einwirkenden Oberflächen definiert. Sie umfasst ganzheitlich die Gebiete Reibung, Schmierung sowie Verschleiß [Gft02]. Der Aufbau eines tribologischen Systems ist in Abbildung 2.19 dargestellt. Das tribologische System ist zu seiner Umgebung durch

die Systemgrenze abgegrenzt, berücksichtigt jedoch auch das Umgebungsmedium (z.B. warme Luft). Die Elemente Grundkörper, Gegenkörper und Zwischenstoff sind innerhalb der Systemgrenze eingeschlossen. Bei Umformprozessen bzw. beim Fließpressen wird das umgeformte Bauteil durch den Gegenkörper, das Umformwerkzeug durch den Grundkörper [Klo13, Hof12] dargestellt. Der Zwischenstoff sowie das Umgebungsmedium können die Aggregatzustände fest, flüssig oder gasförmig haben. Beispiele und genauere Beschreibungen der in der Fließpresstechnik verwendeten Zwischenstoffe sind in Kapitel 6.1 aufgeführt. Das auf das tribologische System einwirkende Belastungskollektiv dient der Berücksichtigung der Eigenschaften des Systems wie beispielsweise Anpresskraft oder Temperaturen der einzelnen Elemente sowie Störgrößen wie z.B. Staub und Erschütterungen. In der Umformtechnik haben tribologische Systeme stets offene Systemstrukturen, sodass ständig neue Parameter in das System ein- oder aus diesem austreten [Czi15, Klo13, Som14].

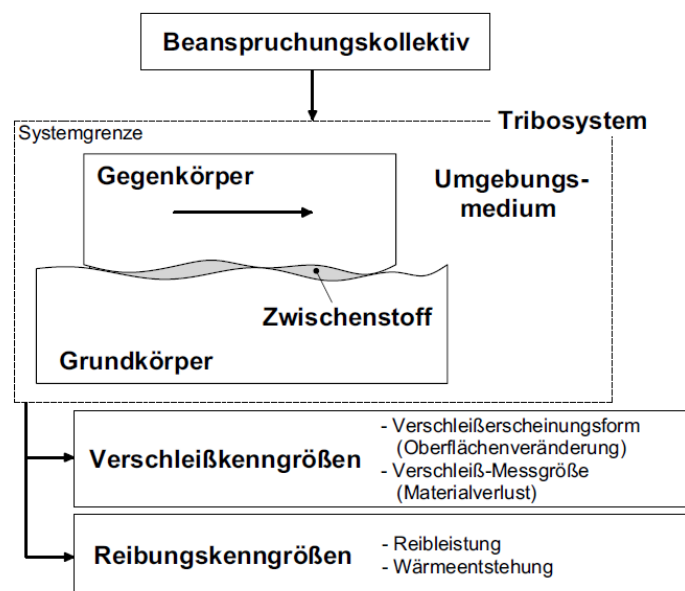


Abbildung 2.19: Schematische Darstellung eines tribologischen Systems der Umformtechnik [Doe10, Hof12, Klo13, Som14, Lie14]

Für die Charakterisierung von tribologischen Systemen werden u.a. Reibung und Verschleiß herangezogen. Dieses Beanspruchungskollektiv ist in der Kaltmassivumformung vor allem von der hohen Kontaktnormalspannung, der Temperatur und der Schmiermittelart geprägt. Der Einfluss dieser Faktoren kann durch Prüfungen wie den Spiketest oder Gleitstauchversuch bestimmt werden. Abbildung 2.20 links zeigt die experimentell ermittelten Reibungszahlen mehrerer Schmierstoffe in Abhängigkeit von der Temperatur. Es ist zu erkennen, dass eine Erhöhung der Temperatur unabhängig von dem gewählten Schmiermittel zu niedrigeren Reibungswerten führt. Es muss jedoch beachtet werden, dass die meisten beim Kaltfließpressen verwendeten Schmiermittel nur bis ca. 250 °C temperaturbeständig sind. Eine Temperaturerhöhung auf über 250 °C führt bei diesen Schmiermitteln zu signifikant höheren Reibungszahlen oder vollständigem Schmiermittelversagen

beim Umformprozess (Abbildung 2.20 links). Die Abhängigkeit der beim Gleitstauchversuch ermittelten Reibungszahlen von der durch Erhöhung der Umformkraft bei Raumtemperatur variierten Kontaktnormalspannung ist in Abbildung 2.20 rechts dargestellt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung zeigten, dass eine Erhöhung der Umformkraft bzw. Kontaktnormalspannung zu einer deutlichen Verbesserung der Oberflächenqualität und somit einer Reduzierung der Reibungszahl führt.

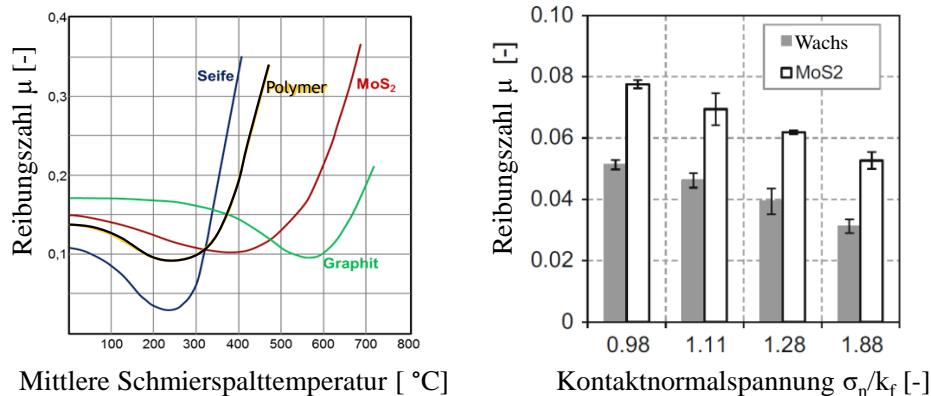


Abbildung 2.20: Links: Abhängigkeit der Reibungszahl von der Umformtemperatur [Hol14]; Rechts: Abhängigkeit der Reibungszahl von der Kontaktnormalspannung [Gro15]

Wie in Kapitel 2.1.3.1 dargelegt, können die Spannungen beim Kaltfließpressen aufgrund einer Vergrößerung der Oberfläche um das bis zu 50 fache der Ursprungsfläche [Bay13] den fünffachen Wert der Ausgangsfließspannung bzw. Werte von bis zu 3.000 N/mm^2 [Cer12] erreichen. Die Umformwerkzeuge sind deshalb in der Regel mit einer dauerhaften Beschichtung versehen. Das Versagen dieser Beschichtung würde beim Umformprozess zu einem Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug (Metall-Metall-Kontakt) führen, was als Aufschweißen bzw. Adhäsion definiert ist. Der Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug hat einen frühzeitigen Verschleiß oder einen vollständigen Ausfall von kostenintensiven Umformwerkzeugen zur Folge. Zur Bestimmung geeigneter Schmierstoffe und Schmierstoffsysteme für die Kaltmassivumformung müssen somit folgende Faktoren einbezogen werden:

- Werkstückwerkstoff
- Härte des Werkstückwerkstoffes
- Maximal auftretende Druckspannungen
- Umformgrad bzw. die Vergrößerung der Oberfläche während des Umformprozesses
- Werkstück- sowie Werkzeuggeometrie
- Oberfläche bzw. Beschichtung des Werkzeugs

Durch korrekte Anpassung der Reibungsparameter kann die Wirtschaftlichkeit von Umformverfahren deutlich verbessert werden. Zudem hat die Reibung im tribologischen System Einfluss auf

die Oberflächeneigenschaften des Werkstücks (vgl. Abbildung 2.20 rechts). Die Abstimmung der Reibungsparameter erlaubt eine gezielte Steuerung der Bauteilqualität und ermöglicht durch die Erweiterung der Prozessgrenzen das Erzeugen komplexer Bauteile [Doe10, Klo13].

2.4.2 Reibungsgesetze für das Kaltfließpressen und Abstreckgleitziehen

Die Reibung ist als eine Eigenschaft des tribologischen Systems definiert und wird in diesem als eine aus den Einflussfaktoren (Anhang 10.1, Abbildung 10.1) resultierende Größe beurteilt. Sie stellt jedoch keine Werkstoffeigenschaft dar. Die Reibung macht sich durch einen Bewegungswiderstand bemerkbar, der bei in Kontakt stehenden Körpern eine Widerstandskraft gegen die Einleitung einer Relativbewegung oder gegen deren Aufrechterhaltung bewirkt [Som14, Klo13, Gft02, Czi15]. Für die Beschreibung der Reibungskraft in der Kaltmassivumformung existieren diverse Reibungsgesetze, von denen das coulombsche Reibungsgesetz, das Reibfaktorgesetz sowie das hybride Reibungsgesetz am häufigsten verwendet werden. Die Berechnung der Reibungskraft anhand dieser Reibungsgesetze wird im Folgenden erörtert.

Die Festkörperreibung lässt sich bei makroskopischer Betrachtung für Gleitbewegungen nach Coulomb (2.5) berechnen. In dieser mathematischen Beziehung resultiert aus der Reibungszahl μ und der Normalkraft F_N , die Reibungskraft F_R [Czi15, Hof12, Klo13, Som14]. Die Beziehung zwischen Widerstandskraft und Normalkraft wird durch die als Proportionalitätsfaktor dienenden Reibungszahlen ausgedrückt. Diese sind über die gesamte Reibungsfläche sowie während des gesamten Reibungsvorgangs im Modell konstant [Klo13, Som14]. Aufgrund des linearen Zusammenhangs zwischen Normalkraft und Reibungszahl ist dieses Berechnungsmodell nur in dem Bereich geringer Normalkräfte bzw. Flächenpressungen bis $q < 1,3 \sigma_0$ [Wan74] gültig und für die Beschreibung nichtlinearer Zusammenhänge nicht anwendbar.

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad (2.5)$$

Als alternative Methode zur Berechnung der Reibungskräfte kommt in der Umformtechnik das Reibfaktorgesetz zum Einsatz. Im Vergleich zum coulombschen Reibungsgesetz basiert das Berechnungsmodell des Reibfaktorgesetzes auf der Annahme, dass die Reibungsspannung konstant ist und sich unabhängig vom Normaldruck verhält. Zur Berechnung wird der Proportionalitätsfaktor m (auch Reibfaktor genannt) verwendet, der die Abhängigkeit der Reibungsschubspannung τ_R und der Schubfließspannung k des weicheren Werkstoffes beschreibt. Durch Anwendung des Fließkriteriums nach von Mises auf das Reibfaktorgesetz kann die Berechnung direkt über das Einsetzen der Fließspannung k_f erfolgen [Klo17].

$$\tau_R = m \cdot k \quad , \text{ wobei } \quad k = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot k_f \quad (2.6)$$

Die Verläufe des Reibungsgesetzes nach Coulomb und des Reibfaktorgesetzes sowie ein Beispiel für den Verlauf eines neueren hybriden Reibungsgesetzes sind in Abbildung 2.21 dargestellt. Die hybriden Reibungsgesetze (z.B. das Reibungsgesetz nach Orowan oder Shaw) zeichnen sich dadurch aus, dass sie die stark vereinfachten und lediglich auf einen begrenzten Bereich der auftretenden Flächenpressung anwendbaren Berechnungsmethoden miteinander verbinden und bezüglich der Höhe des Kontaktdrucks uneingeschränkt anwendbar sind.

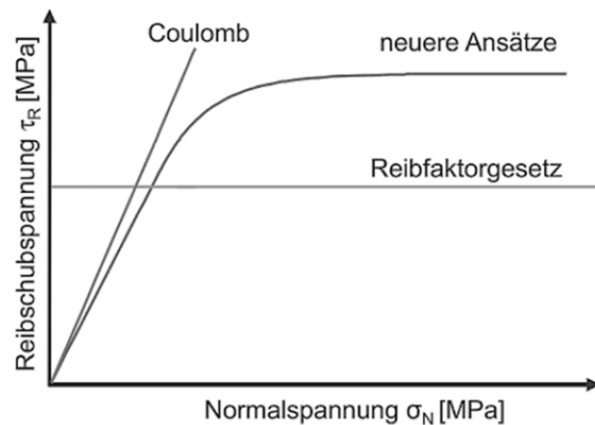


Abbildung 2.21: Vergleich der Reibungsschubspannungen in Abhängigkeit von der Normalspannung verschiedener Reibungsgesetze [Klo17]

2.4.3 Ausstoßen von verzahnten Bauteilen

Zum Ausstoßen von umformtechnisch hergestellten verzahnten Bauteilen wurden in der Vergangenheit keine tiefgreifenden Untersuchungen durchgeführt. Bisher wurde der Ausstoßprozess in Abhängigkeit von Umformparametern lediglich in den zwei nachfolgend betrachteten Veröffentlichungen [Sad90, Sad92] analytisch untersucht.

In den Untersuchungen von Sadeghi und Dean [Sad90] wurde ein von der Umformkraft sowie Reibung und Kontaktfläche zwischen Werkstück und Matrize abhängiges theoretisches Modell zur Bestimmung der Auswerferkraft präzisionsgeschmiedeter Bauteile entwickelt. Für diese analytische Berechnung verwendeten Sadeghi und Dean ein Reibungsmodell für Fließpressen nach Wanheim und Bay [Wan74, Wan78, Bay87]. Dieses Reibungsmodell basiert auf einer Gleitlinienanalyse der plastischen Verformung von Oberflächen beim Gleitkontakt zwischen einem rauen Rohteil und glattem Werkzeug. Die Berechnung der Reibungsschubspannungen τ_w setzt sich dabei aus dem Reibfaktor m , der Schubfließgrenze k sowie dem Koeffizient der Kontaktfläche α_K , der das Verhältnis von tatsächlich bestehender Kontaktfläche zwischen Matrize und Rohteil nach dem Fließpressen zu scheinbarer Kontaktfläche beschreibt (radiale Rückfederung), wie folgt zusammen:

$$\tau_w = m \cdot \alpha_K \cdot k \quad (2.7)$$

Der Koeffizient der Kontaktfläche α_K wurde von Wanheim [Wan74] untersucht und verläuft aufgetragen über die Normalkraft ($q/2k$) im Bereich geringer Normalspannung mit konstanter Steigung (Abbildung 2.22 rechts). Die Abhängigkeit der Reibungsspannungen sowie des Koeffizienten der Kontaktfläche α_K von den Normalspannungen und Reibfaktoren ist in Abbildung 2.22 dargestellt.

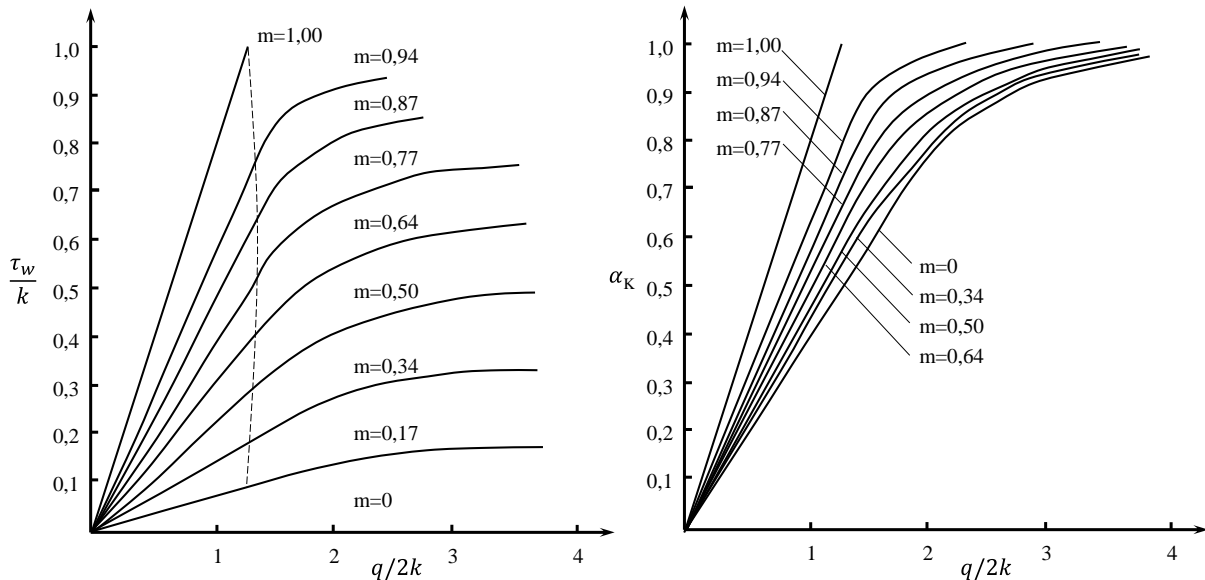


Abbildung 2.22: Links: Abhängigkeit der Reibungsschubspannungen von Normalspannungen; Rechts: Abhängigkeit des Koeffizienten der Kontaktfläche α_K von Normalspannungen und Reibfaktor [Wan74]

Zur Bestimmung des Koeffizienten der Kontaktfläche α_K wurde der Grenzwert der Normalspannungen q' von Wanheim [Wan74] wie folgt berechnet:

$$\left(\frac{q'}{2k}\right)_{lp} = \frac{1 + \frac{\pi}{2} + \arccos m + \sqrt{1 - m^2}}{2 \cdot (1 + \sqrt{1 + m})} \quad (2.8)$$

Anschließend wurde der entsprechende q' Grenzwert auf den Koeffizienten α' umgerechnet:

$$(\alpha')_{lp} = 0,0117(43,2815)^m + 0,5 \quad (2.9)$$

Für alle α , die unterhalb des Grenzwertes ($q < q'$) liegen, gilt:

$$\alpha_K = \frac{q}{2k} \alpha' \quad \text{wobei} \quad \begin{array}{l} q - \text{aktuelle Normalspannung} \\ q' - \text{Grenzwert der Normalspannung} \end{array} \quad (2.10)$$

Alle α_K , die oberhalb der Proportionalitätsgrenze ($q > q'$) liegen, werden mit hinreichender Genauigkeit durch nachstehende Gleichung beschrieben:

$$\alpha_K = \alpha' + (1 - \alpha') \left\{ 1 - \exp \left[\frac{\alpha' \left(\frac{q'}{2k} - \frac{q}{2k} \right)}{\frac{q'}{2k} (1 - \alpha')} \right] \right\} \quad (2.11)$$

Die oben genannten Gleichungen ermöglichen eine analytische Berechnung des Koeffizienten der Kontaktfläche α_K über den gesamten Wertebereich der Normalspannung q . Durch Kenntnis der Normalspannung, Schubfließgrenze des Rohteilwerkstoffes, Reibfaktor m sowie des Koeffizienten der Kontaktfläche α_K können die Reibungsschubspannungen τ_w nach Wanheim und Bay [Wan74, Wan78, Bay87] bestimmt werden.

Zur Ermittlung der zum Ausstoßen des Rohteils benötigten Auswerferkraft F_{Aw} wird diese mit den Reibungsschubspannungen τ_w und der scheinbaren Kontaktfläche A_w zwischen Matrizenwand und Werkstück gleichgesetzt:

$$F_{Aw} = \tau_w \cdot A_w \quad (2.12)$$

$$F_{Aw} = m \cdot \alpha_K \cdot k \cdot A_w \quad (2.13)$$

Neben theoretischen Untersuchungen wurden zur Validierung des genannten Modells experimentelle Versuche durchgeführt (Abbildung 2.23 links). Dabei wurden Zylinderproben aus Aluminium und Stahl sowohl kalt als auch warm im Temperaturbereich zwischen 600 °C und 1150 °C umgeformt. Um den Einfluss der Reibung auf die Auswerferkraft zu bestimmen, wurden bei den experimentellen Untersuchungen verschiedene Reibungssysteme verwendet. Das Schmiermittel Lanolin wurde dabei entweder auf das gesamte Rohteil oder nur auf die Stirnfläche aufgetragen. Die schematische Darstellung des Ausstoßprozesses sowie der auf das Werkstück wirkenden Spannungen ist Abbildung 2.23 links zu entnehmen. Zum Ausstoßen des Pressteils aus der Matrize muss die Auswerferkraft F_{Aw} die aus Normalspannungen q und Reibungsschubspannung τ_w berechnete Reibungskraft übersteigen. Die Ergebnisse der Validierung des analytischen Modells sind in Abbildung 2.23 rechts dargestellt. Die analytischen Berechnungen zur Auswerferkraft wurden durch die experimentellen Ergebnisse bestätigt. Es wurde festgestellt, dass die Auswerferkraft mit zunehmender Umformkraft steigt. Weiterhin ist bei konstanter Umformkraft und erhöhter Reibung bzw. größerer Kontaktfläche eine höhere Auswerferkraft erforderlich. Erhöhte Temperaturen erschwerten an dieser Stelle jedoch die Validierung der analytischen Berechnungen.

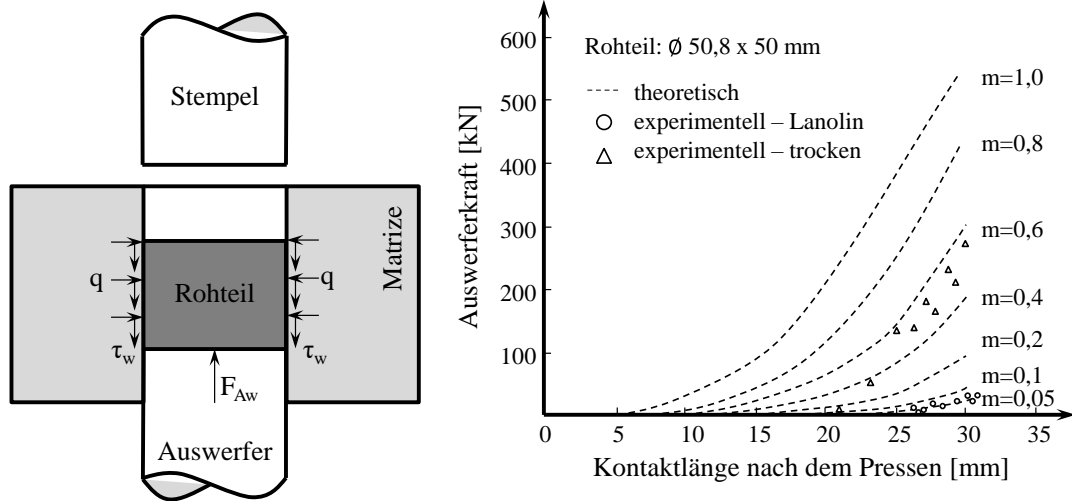


Abbildung 2.23: Links: Schematische Darstellung des Ausstoßprozesses sowie der entstehenden Spannungen; Rechts: Abhängigkeit der Auswerferkraft von Kontaktlänge und Reibfaktoren bei RT [Sad90]

Aufbauend auf den von Sadeghi und Dean [Sad90] gewonnenen Erkenntnissen wurde eine detailliertere Untersuchung zur Bestimmung der Auswerferkraft von geschmiedeten, gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern bei Raumtemperatur durchgeführt [Sad92]. Der Einfluss der Anzahl der Zähne, des Moduls, des Schrägungswinkels sowie der Zahnbreite auf die Auswerferkraft wurden dabei ebenfalls im Detail untersucht. Die Entwicklung und Validierung der Berechnung zur Abschätzung der Auswerferkraft erfolgte auf Grundlage von Umformprozessen mit zylindrischer Rohteilform. Im Rahmen weiterer Untersuchungen zur Vergrößerung des Anwendungsbereiches wurde diese Methodik um die Berechnung der Auswerferkraft von gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern erweitert. Die beim Ausstoßen eines schrägverzahnten Zahnrades am Werkstück wirkenden Kräfte sind in Abbildung 2.24 aufgeführt.

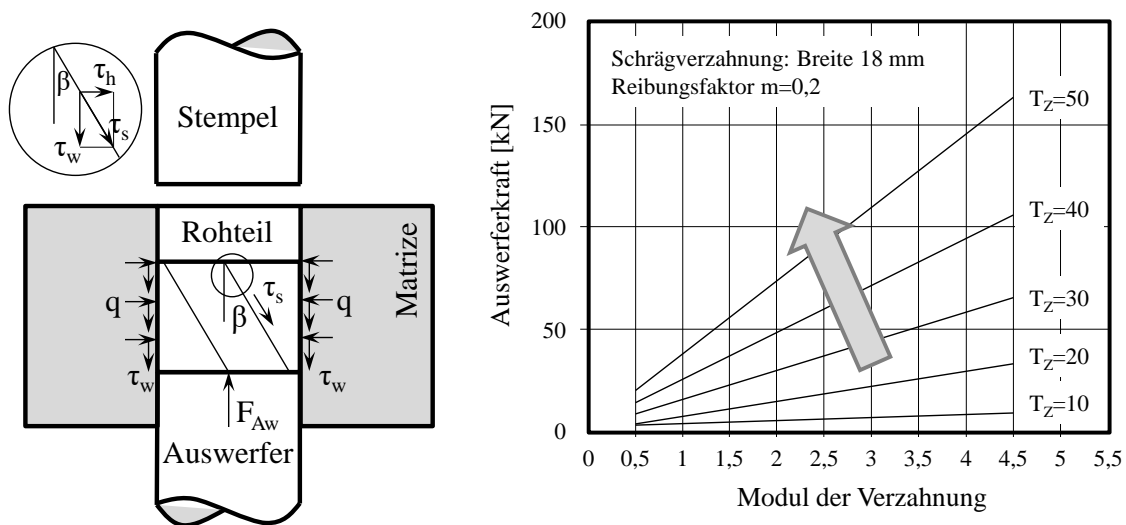


Abbildung 2.24: Links: Schematische Darstellung der Kräfte beim Ausstoßen eines schrägverzahnten Zahnrades; Rechts: Abhängigkeit der Auswerferkraft vom Modul und Anzahl der Zähne (T_z) [Sad92]

Die Auswerferkraft setzt sich in diesem Fall, ähnlich der Berechnung der Auswerferkraft für zylindrische Werkstücke, aus der Reibungsschubspannung τ_s und der scheinbaren Kontaktfläche zwischen Matrizenwand und Rohteil zusammen:

$$F_{Aw} = \tau_s \cdot A_w \quad (2.14)$$

Aufgrund der Schrägverzahnung mit einem Schrägungswinkel β (Abbildung 2.24 links) wirkt die in einen horizontalen (τ_h) und vertikalen (τ_w) Wert unterteilbare Reibungsschubspannung τ_s entlang der Zahnflanken (Abbildung 2.24 links). Beruhend auf der vertikalen Reibungsspannung ist zur Einbindung des Reibungsmodells nach Wanheim und Bay eine Umrechnung von τ_s zu τ_w erforderlich:

$$\tau_s = \frac{\tau_w}{\cos \beta} \quad (2.15)$$

Die Auswerferkraft kann dann wie folgt berechnet werden:

$$F_{Aw} = \frac{\tau_w}{\cos \beta} \cdot A_w \quad (2.16)$$

Folgende, zur Steigerung der Auswerferkraft führende Faktoren, wurden bei Analyse der zur Abschätzung der Ausstoßkräfte von Zahnrädern mit Gerad- und Schrägverzahnungen entwickelten Formel ermittelt:

- Steigender Reibfaktor
- Steigende Presskraft bzw. steigende Kontaktfläche
- Fallende Prozesstemperatur
- Steigende Anzahl der Zähne
- Steigender Modul der Verzahnung
- Steigender Schrägungswinkel

Das von Sadeghi und Dean entwickelte analytische Modell [Sad90, Sad92] erlaubt mit hoher Genauigkeit die Berechnung der Auswerferkraft in Abhängigkeit von Kontaktspannungen q , Schrägungswinkel β und Reibfaktor m . Der maximale Schrägungswinkel, bei dem das Ausstoßen eines schrägverzahnten Bauteils noch möglich ist, wurde in diesen Untersuchungen jedoch nicht erwähnt.

2.4.4 Analytische Berechnung der Selbsthemmung

Das in Kapitel 2.4.3 beschriebene analytische Modell zur Bestimmung der Auswerferkraft basiert auf der Annahme, dass die Auswerferkraft F_{Aw} die aus Normalspannung q und Reibungsschubspannung τ_w berechnete Reibungskraft übersteigen muss. Eine mögliche Selbsthemmung

durch das Überschreiten eines spezifischen Schrägungswinkels wurde dabei jedoch nicht betrachtet. In diesem Kapitel werden zwecks Berücksichtigung dieser Selbsthemmung die Grundlagen der Schraubverbindung betrachtet, da die zwischen dem schrägverzahnten Pressteil und der Matrize bzw. dem Dorn entstehende Verbindung einer Schraubverbindung ähnelt. Die Mutter entspricht in diesem Fall dem Pressteil, der Bolzen dem Dorn.

Schraubverbindungen zählen zu den lösbaren Verbindungen und können in bewegliche und feste Verbindungen unterteilt werden. Sie bestehen aus der Verbindung zwischen Mutter und Bolzen, wobei die Kraftübertragung in der Verbindung durch Reib- oder Formschluss bzw. in Kombination aus beidem erfolgen kann. Jedes Gewindeprofil wird durch eine dazugehörige Norm [DIN99] anhand folgender spezifischer Parameter eindeutig beschrieben (Abbildung 2.25):

- Außendurchmesser (Nenndurchmesser) d bzw. D
- Flankendurchmesser d_2 bzw. D_2
- Kerndurchmesser d_3 bzw. D_3
- Gewindesteigung P
- Flankenwinkel α_F
- Radius am Gewindegrund R
- Gewindetiefe h_3

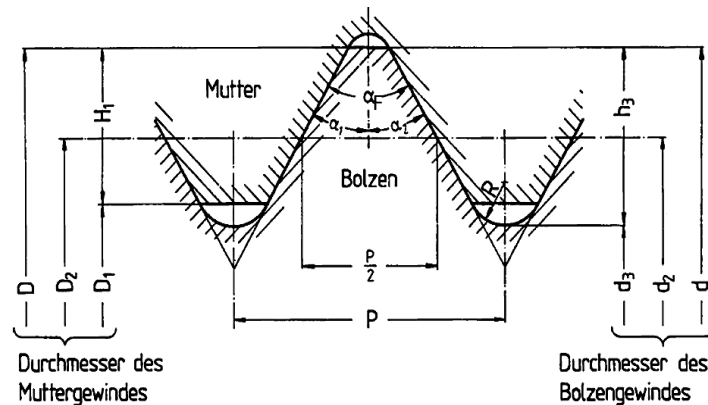


Abbildung 2.25: Bestimmungsgrößen eines Gewindes [DIN99]

Die Funktionsweise der Schraubverbindung ist in Abbildung 2.26 anhand der zwischen einer Schraube und der Mutter wirkenden Kräfte dargestellt. Bei Stillstand wirkt eine axiale Kraft F auf die Mutter. Diese bewirkt über die Gewindeflanke senkrecht zur Kontaktfläche eine entsprechende Normalkraft F_N . Um den Stillstand der Mutter beizubehalten, muss diese Kraftkomponente, die sonst durch ihren Anteil eine Bewegung der Mutter auslösen würde, durch Einbringen einer Umfangskraft F_U ausgeglichen werden. Unter Berücksichtigung der Reibung wird die benötigte Um-

fangskraft F_u bei Betrachtung des Lastfalls „Last Senken“ aufgrund der unterstützend in entgegengesetzte Richtung zur Relativbewegung wirkenden Reibungskraft geringer (Abbildung 2.26 rechts) [Ber13].

$$F_u = F \cdot \tan(\varphi_G - \rho) \quad (2.17)$$

$$\tan \rho = \frac{F_R}{F_N} = \frac{F_N}{F_N} \cdot \mu_G = \mu_G \quad (2.18)$$

Bei einem sehr flachen Steigungswinkel oder zu großer Gewindereibung kann es zu einer Selbsthemmung kommen. Übersteigt der Gewindereibungswinkel ρ den Gewindesteigungswinkel φ_G ($\rho > \varphi_G$), so spricht man von einer selbsthemmenden Verbindung. Eine hohe Selbsthemmung ist bei Befestigungsschrauben erwünscht, da sie ein unbeabsichtigtes Lösen der Schraube verhindert. Zum Lösen einer selbstgehemmten Schraubverbindung ist das Aufbringen einer Umfangskraft erforderlich. Durch eine rein axiale Belastung F ist die Überwindung der Selbsthemmung nicht möglich [Wit11, Ber13].

Die in Abbildung 2.26 dargestellten Kräfte sind nur für die Berechnung von Flachgewinden anwendbar. Bei einem Gewindeprofil mit einem Flankenwinkel von $\alpha_F > 0^\circ$ steigt die wirksame Flankennormalkraft F_N in Abhängigkeit vom Flankenwinkel α_F an. Diese Gegebenheit wird in der modifizierten Reibungszahl μ'_G berücksichtigt:

$$\mu'_G = \frac{\mu_G}{\cos\left(\frac{\alpha_F}{2}\right)} \quad (2.19)$$

Die Formeln 2.17 und 2.18 gelten unter Verwendung der modifizierten Reibungszahl μ'_G sowie des Gewindereibwinkels ρ' auch für Gewindeprofile mit schrägen Flankenwinkeln.

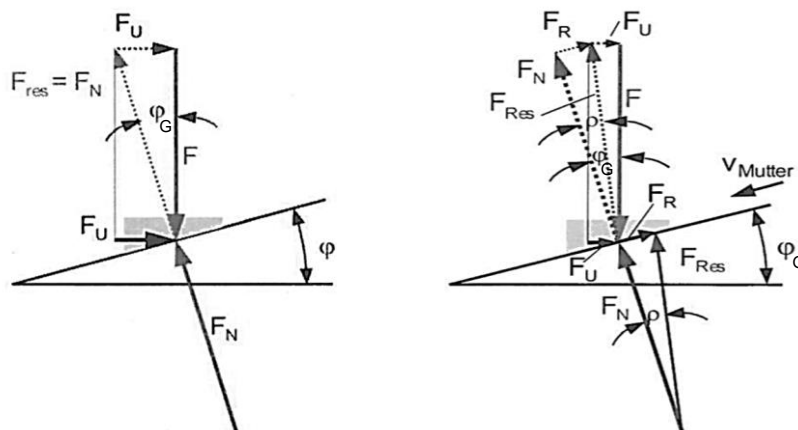


Abbildung 2.26: An der Mutter mit Flachgewinde angreifende Kräfte; Links: Lastfall „Stillstand ohne Reibung“; Rechts: Lastfall „Last senken“ [Ber13]

Die in diesem Kapitel beschriebene Methode zur Berechnung der Selbsthemmung einer Schraubverbindung (Gleichung 2.18) wird in Kapitel 5.6 für die Bestimmung der Verfahrensgrenze beim Ausstoßen von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien herangezogen.

2.5 Auswertung des Standes der Technik und Herleitung des Forschungsbedarfs

Der in der vorliegenden Arbeit niedergeschriebene Stand der Technik zeigte eine umfangreiche Auswahl relevanter wissenschaftlicher Untersuchungen und Herstellungsverfahren zur Erzeugung von komplexen helixförmigen Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$. Heutzutage werden komplexe helixförmige Innengeometrien in Hohlbauteilen in der Regel mittels spanender Verfahren hergestellt. Aufgrund von niedrigen Stückzahlen, Materialverlust und zusätzlichem Aufwand durch Entfernen von Materialresten und Spänen sind diese Verfahren aus wirtschaftlicher und ökologischer Sicht jedoch nicht durchgehend zu empfehlen (**Kapitel 2.1.1**). Als wirtschaftlichere Alternative mit höherer Werkstoffausnutzung kommen heute inkrementelle Umform- und Kaltfließpressverfahren wie Walzen, Rundkneten und Abstreckgleitziehen zum Einsatz.

Das Drückwalzen gehört zu den inkrementellen Fertigungsverfahren, welche die Herstellung von komplexen rotationssymmetrischen, eine Innenverzahnung aufweisenden Hohlbauteilen ermöglichen (**Kapitel 2.1.2.1**). Durch das Drückwalzen kann auf der Innenseite des Pressteils eine hohe Genauigkeit bis zu Toleranzklasse IT8 erreicht werden. Wissenschaftliche Untersuchungen auf diesem Gebiet wiesen jedoch auf spezifische Formabweichungen der rechten und linken Zahnflanke der Innenverzahnungen hin. Bei gewalzten Verzahnungen entstehen darüber hinaus auf unterschiedliche Bedingungen beim Umformen zurückzuführende Differenzen hinsichtlich ihrer Rundheit und Teilung. Ausgehend vom Stand der Technik sind keine weiteren Forschungsarbeiten zur Verbesserung der Genauigkeit der Innenverzahnungen im Bereich des Drückwalzens bekannt. Ein weiteres inkrementelles Fertigungsverfahren zur Herstellung von Hohlbauteilen mit Innenverzahnungen stellt das Rundkneten dar. Neben der hohen Genauigkeit der Toleranzklasse IT7 kann bei der Herstellung von verzahnten Antriebswellen im Vergleich zum Drückwalzen eine bessere Ausfüllung der Zahnkonturen erreicht werden (**Kapitel 2.1.2.2**). Dabei muss jedoch beachtet werden, dass die Herstellung von helixförmigen Innengeometrien mittels Rundkneten komplexe Werkzeuge mit drehbaren Achsen erfordert. Da die inkrementelle Umformung hierbei auf niedrige Umformgrade pro Umformschritt beschränkt ist, sind diese Fertigungsverfahren bei der Herstellung von Innengeometrien durch die Wanddicke des verwendeten Halbzeuges begrenzt. Ein weiterer wesentlicher Nachteil beim Einsatz inkrementeller Umformverfahren besteht in der relativ

geringen Produktivität von nur drei bis fünf Stück pro Minute trotz einer vollständigen Automatisierung des Verfahrens.

Gegenüber konkurrierenden Fertigungsverfahren wie dem Zerspanen oder inkrementellen Umformen bietet das Kaltfließpressen bzw. Abstreckgleitziehen zahlreiche Vorteile. Dazu gehören vor allem eine hohe Maßgenauigkeit bis zu Toleranzklasse IT5, eine gute Werkstoffausnutzung, hohe Oberflächengüte, eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften durch Kaltverfestigung sowie ein günstigerer Faserverlauf. Darüber hinaus ist eine hohe Ausbringung von mehr als 60 Stk/min möglich (**Kapitel 2.2**). Ausgehend vom derzeitigen Stand der Technik steht die Herstellung von komplexen helixförmigen bzw. schrägverzahnten Innengeometrien durch Kaltfließpressen noch am Anfang ihrer Entwicklung.

Zur Herstellung von Innenverzahnungen von Kupplungsgehäusen mittels Axialformen wurde von der Firma MAHLE Letrika eine Werkzeugkonstruktion mit drehbarem Stempel (**Kapitel 2.1.3.3**) entwickelt und erstellt. Die mit diesem Werkzeug erreichbare Maßgenauigkeit und Formfüllung der Innengeometrie wurde in [ICF29] jedoch nicht angegeben. Die Herstellung von verzahnten Innengeometrien mittels Abstreckgleitziehen stellt ein weiteres Sonderverfahren, bei dem das Werkzeug in einer nach einem hydraulisch-mechanischen Wirkprinzip funktionierenden Schließvorrichtung angeordnet ist, dar [Sch03]. Im Rahmen der Untersuchungen zu diesem Abstreckgleitziehverfahren wurde der Einfluss der Prozessparameter auf die Pressteileigenschaften wie Formfüllung der Innengeometrie und Härteverteilung im Pressteil weder numerisch noch experimentell analysiert. Die Verfahrensgrenzen hinsichtlich der Anwendbarkeit dieses Fertigungsverfahrens zur Herstellung von komplexen helixförmigen Innengeometrien in Abhängigkeit vom Profil der Innengeometrie wurden ebenfalls nicht angegeben. Auch das Ausstoßen nach dem Umformen wurde in dieser Arbeit [Sch03] nicht berücksichtigt und stellt vermutlich eine weitere Verfahrensgrenze des Abstreckgleitziehens dar.

Der Ausstoßprozess von Kaltfließpressteilen aus ihren Matrizen in Abhängigkeit von Umformparametern wurde bisher in lediglich zwei Veröffentlichungen zu Außenverzahnungen analytisch betrachtet (**Kapitel 2.4.3**). Die von [Sad90, Sad92] entwickelte analytische Berechnungsmethodik zur Ermittlung der Auswerferkraft bietet die Möglichkeit, die Auswerferkraft ohne experimentelle Versuche mit relativ hoher Genauigkeit vorherzusagen. Im Rahmen der Entwicklung dieser Methodik wurden darüber hinaus die relevanten Einflussparameter auf die Auswerferkraft ermittelt. Die Verfahrensgrenze hinsichtlich des maximal zulässigen Schrägungswinkels der Innengeometrie wurde jedoch nicht untersucht.

Die durchgeführte Literaturrecherche (**Kapitel 2**) lieferte keine ausführlichen wissenschaftlichen Erkenntnisse zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien

durch konventionelles Abstreckgleitziehen ohne zusätzlich überlagerte Druckspannungen während des Umformens. Zur Bestimmung des Einflusses der Umformprozessparameter auf die Formfüllung bzw. Genauigkeit der Innengeometrie wurden bislang keine Forschungsarbeiten durchgeführt, sodass in diesem Bereich Forschungsbedarf besteht. Darüber hinaus wurden in der Vergangenheit die Verfahrensgrenzen (außer der Zugfestigkeit) bezüglich der Anwendbarkeit des Abstreckgleitziehens auf die Herstellung von komplexen helixförmigen Innengeometrien in Abhängigkeit vom Profil der Innengeometrie ebenfalls nicht untersucht. Auch das Ausstoßen sowie die Verfahrensgrenzen hinsichtlich des maximal zulässigen Schrägungswinkels der Innengeometrie solcher Hohlbauteile wurden weder analytisch noch experimentell untersucht.

3 Motivation, Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise

Massivumgeformte hülsenförmige Komponenten moderner Fahrzeuge sind häufig hohen Biege- und Torsionsbelastungen wechselnder Richtung ausgesetzt und müssen trotz zunehmender Leichtbauanforderungen eine hohe Festigkeit und Steifigkeit aufweisen. Eine Reduzierung des Gewichts solcher Hohlbauteile kann unter Beibehaltung der funktionalen Anforderungen nur durch eine Kombination aus konstruktiver Einbringung einer komplexen helixförmigen Innengeometrie und gezielter Nutzung mittels Kaltfließpressen bzw. Abstreckgleitziehen verbesserter Eigenschaften erreicht werden. Da die Verfahrensgrenzen des Abstreckgleitziehens bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien bislang weitestgehend unbekannt sind (**Kapitel 2.1.3.2**), werden diese Hohlbauteile derzeit trotz diverser technischer und wirtschaftlicher Nachteile jedoch stets mittels spanender Verfahren erzeugt (**Kapitel 2.3**).

Das wissenschaftliche Ziel der vorliegenden Arbeit besteht deshalb in der Untersuchung und Bestimmung der bislang unbekanntenen Verfahrensgrenzen bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$ durch Napf-Rückwärts-Fließpressen und Abstreckgleitziehen mit nachfolgendem Ausstoßen. Dazu zählt unter anderem die Ermittlung des Einflusses der Prozessparameter wie tribologische Bedingungen, Umformgeschwindigkeit und Werkzeuggeometrie auf die Formfüllung der Innengeometrie sowie auf die maximale Umform- und Auswerferkraft. Ferner liegt der Fokus dieser Arbeit auch auf der Entwicklung einer analytischen Methodik zur Bestimmung der Verfahrensgrenzen beim Ausstoßen bzw. analytischer Bestimmung der maximalen Werte des Schrägungswinkels der Innengeometrie, bei denen das schädigungsfreie Ausstoßen der gepressten Geometrie der Innenkontur noch möglich ist.

Um dieses Ziel zu erreichen, werden zunächst mittels der Methode der Finiten Elemente numerische Untersuchungen zum Verständnis des Abstreckgleitziehens von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durchgeführt (**Kapitel 5.1**). Dabei werden insbesondere der Werkstofffluss während der Umformung und die Spannungsverteilung im Pressteil analysiert. Um realitätsnahe Simulationsergebnisse zu erhalten, werden dafür die mithilfe des Stauchversuchs aufgenommenen Fließkurven eingesetzt (**Kapitel 4**). Der Fokus der weiteren Untersuchungen liegt auf der Ermittlung der Einflussparameter auf die Formfüllung der Innengeometrie sowie auf der Bestimmung der Zusammenhänge zwischen den Parametern der Innengeometrie und der damit verbundenen Anforderungen an das Halbzeug und an den Umformprozess mittels Sensitivitätsanalyse. Der Einfluss von tribologischen Bedingungen und der Werkzeuggeometrie wird im Rahmen dieser Sensitivitätsanalyse betrachtet (**Kapitel 5.3**). Darüber hinaus wird der Ausstoßprozess nach dem Umformen numerisch untersucht und eine Methodik für die analytische Berechnung

tribologischer Grenzen des Ausstoßens des Hohlbauteils vom formgebenden Innendorn entwickelt (**Kapitel 5.5**). Die Ergebnisse der numerischen und analytischen Untersuchungen werden im Rahmen dieses Kapitels (**Kapitel 5.5**) miteinander verglichen. Das Versuchswerkzeug wird auf Grundlage der Ergebnisse der numerischen Untersuchungen konstruiert und gefertigt (**Kapitel 6.4**). Die zur Herstellung der Hohlbauteile mit komplexen helixförmigen Innengeometrien verwendete Prozesskette und eingesetzte Versuchstechniken werden in **Kapitel 6** beschrieben und erörtert.

Zur Validierung der Ergebnisse der numerischen Untersuchungen werden experimentelle Versuche durchgeführt. Der Versuchsplan wird in vier Abschnitte unterteilt und umfasst zahlreiche Einflussparameter (**Kapitel 6.3**). Die Umform- und Auswerferkräfte werden während der experimentellen Versuche zwecks Bestimmung des Einflusses der Prozessparameter auf das Umformen und Ausstoßen erfasst. Den Schwerpunkt der experimentellen Untersuchungen stellen zum einen eine optische Untersuchung der Formfüllung der Innengeometrie in Abhängigkeit von prozessspezifischen Umformparametern und zum anderen eine umfangreiche Validierung der neu entwickelten analytischen Methodik zur Bestimmung der Verfahrensgrenzen des Ausstoßens dar (**Kapitel 7**). Anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen werden die Einflussgrößen auf die Formfüllung sowie den Ausstoßvorgang ermittelt und Angaben zur Erweiterung der technologischen Verfahrensgrenzen ergänzt (**Kapitel 7.1.3**).

Nachfolgend wird unter Voraussetzung der Beibehaltung der funktionalen Anforderungen an das Hohlbauteil das Leichtbaupotenzial solcher Hohlbauteile mit komplexen helixförmigen Innengeometrien am Beispiel einer exemplarischen Geometrie eines Kolbenbolzens bestimmt (**Kapitel 8**). Dabei werden die Auswirkungen der Parameter der Innengeometrie wie Schrägungswinkel, Rippenanzahl und Rippenhöhe auf die Festigkeit und Steifigkeit des Kolbenbolzens im Rahmen von strukturmechanischen Simulationen mithilfe einer numerischen DoE- und Sensitivitätsanalyse untersucht und quantifiziert (**Kapitel 8.2.1**). Auf Grundlage der Ergebnisse dieser Sensitivitätsanalyse wird eine gewichtsoptimierte helixförmige Innengeometrie entwickelt, die im Gegensatz zu einem konstanten Innendurchmesser eine Kombination aus Leichtbau und Steifigkeit im Kolbenbolzen ermöglicht (**Kapitel 8.3**). Abschließend wird unter Betrachtung der gesamten Fertigungsprozessketten eine technische und wirtschaftliche Bewertung der Herstellung von Kolbenbolzen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen durchgeführt und die gegenüber konventionellen Fertigungsprozessketten aus dem Kaltfließpressen entstehenden Vorteile bestimmt (**Kapitel 8.3.2**).

Die mittels numerischer und experimenteller Untersuchungen ermittelten Ergebnisse werden in **Kapitel 9.1** zusammengefasst und eine Empfehlung zur Erweiterung der technologischen Verfah-

rensgrenzen bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien ausgesprochen. Das Spektrum von Hohlbauteilen mit helixförmiger Innengeometrie, auf welches die gewonnenen Erkenntnisse sowie die Herstellung mittels Abstreckgleitziehen übertragen werden kann, wird identifiziert und dargestellt (**Kapitel 9.2**). Die Arbeit schließt mit einem Ausblick auf weiterführendes Forschungspotenzial (**Kapitel 9.3**).

4 Verwendete Simulationssoftware und Bestimmung der Materialkennwerte

In diesem Kapitel wird die untersuchte helixförmige Innengeometrie, die verwendete Simulationssoftware und Werkstoffmodellierung sowie der Versuchsplan der numerischen Untersuchungen dargestellt. Außerdem werden die wichtigsten, in den nachfolgenden Umformsimulationen (Kapitel 5) herangezogenen Werkstoffeigenschaften sowie die Extrapolationsmethode der Fließkurven beschrieben und bestimmt.

4.1 Untersuchte Hohlbauteile mit komplexen helixförmigen Innengeometrien

Wie in Kapitel 1 beschrieben, wurde in Untersuchungen von [Mis16] am Beispiel eines Kolbenbolzens unter Beibehaltung der Bauteilsteifigkeit eine gewichtsoptimierte, komplexe helixförmige Innengeometrie von Hohlbauteilen entwickelt. Zur Ermittlung der Verfahrensgrenzen bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen wurde in den nachfolgenden numerischen und experimentellen Untersuchungen diese von [Mis16, IGF29] entwickelte, neuartige Innengeometrie als Basisgeometrie verwendet. Diese durch Profildurchmesser d_1 und d_2 abgerundete helixförmige Innengeometrie wurde außerdem unter der Annahme gewählt, dass die bei der Herstellung durch Abstreckgleitziehen auftretenden Spannungen, Dehnungen und Umformkräfte im Vergleich zu kleine Radien aufweisenden Innengeometrien niedriger sind und das Ausstoßen dadurch geringerer Kräfte bedarf. Abbildung 4.1 stellt die bei den numerischen Untersuchungen verwendete helixförmige, einem Rundgewinde ähnelnde, Geometrie des Hohlbauteils dar. Dabei weist das Hohlbauteil einen Außerdurchmesser R/D_2 von 22 mm und eine Länge L von 55 mm auf. Die Innengeometrie ist durch die Rippenanzahl n , den Innenradius r sowie die Profildurchmesser d_1 , d_2 und den Schrägungswinkel β definiert.

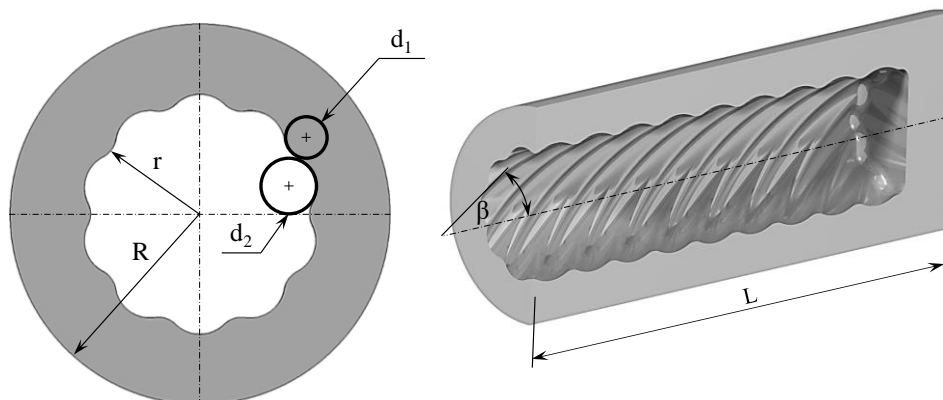


Abbildung 4.1: Bei numerischen Untersuchungen in DEFORM[®] verwendetes Hohlbauteil mit komplexer helixförmiger Innengeometrie

Die Parameter der in den numerischen Untersuchungen verwendeten helixförmigen Innengeometrie sind in nachfolgender Tabelle 4.1 dargestellt.

Tabelle 4.1: Parameter der in der Simulation verwendeten helixförmigen Innengeometrie

Parameter	Wert	Einheit
Außenradius R / D₂	22	[mm]
Innenradius r	12,7	[mm]
Profildurchmesser d₁	2,7	[mm]
Profildurchmesser d₂	4,1	[mm]
Rippenanzahl n	10	[-]
Länge L	65	[mm]
Schrägungswinkel β	35	[°]

4.2 Simulationssoftware und Werkstoffmodellierung

Für die numerischen Untersuchungen des im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Umformens und Ausstoßens von Hohlbauteilen wurde die kommerzielle Software DEFORM[®] der Firma SFTC verwendet. DEFORM[®] ist ein FEM-Programm, welches für die Analyse des Werkstoffflusses, die Bestimmung von Spannungen und Dehnungen, von Umformkräften und Temperaturverteilung sowie weiteren plastischen und mechanischen Kenngrößen während des Umformprozesses eingesetzt wird. Die Berechnung der oben genannten Kenngrößen in einer FEM-Simulation basiert hauptsächlich auf experimentell ermittelten Fließspannungen des Werkstoffes und erfordert Wissen über die Zusammenhänge zwischen Umformgrad, Umformtemperatur und Umformgeschwindigkeit für jedes einzelne Netzelement zu jedem Zeitpunkt der Umformung. Die bei der Simulation verwendete Modellierung der Fließspannung in Abhängigkeit von Umformgrad, Umformgeschwindigkeit und Temperatur ist in Gleichung (4.1) dargestellt.

$$k_f = f(\varphi, \dot{\varphi}, T) \quad (4.1)$$

Um möglichst realitätsnahe Simulationsergebnisse zu erreichen, ist eine präzise Werkstoffmodellierung erforderlich. Die Werkstofffließkurven sowie die wichtigsten mechanischen und physikalischen Werkstoffeigenschaften werden deshalb in Kapitel 4.2.1 und 4.2.2 für die nachfolgenden numerischen Simulationen des Abstreckgleitziehens und Ausstoßens (Kapitel 5) bestimmt.

4.2.1 Versuchswerkstoff Einsatzstahl 16MnCr5

Die numerischen und experimentellen Untersuchungen zur Herstellung von komplexen helixförmigen Innengeometrien wurden im Rahmen dieser Arbeit unter Anwendung des Werkstoffes 16MnCr5 (Einsatzstahl 1.7131) durchgeführt. Dieser Werkstoff wird hauptsächlich zur Herstellung von Getriebe- und Motorkomponenten wie z.B. Zahnräder oder Kolbenbolzen verwendet und kommt allgemein für einsatzgehärtete Bauteile im Maschinenbau zum Einsatz. Die Legierungsbestandteile des Werkstoffes 16MnCr5 sind nach DIN EN 10084 genormt und in Tabelle 4.2 aufgeführt [DIN08].

Tabelle 4.2: Legierungsbestandteile des Werkstoffes 16MnCr5 [DIN08]

Chemische Element	C	Si	Mn	S	P	Cr
min. Anteil in [%]	0,14	-	1,0	0,02	-	0,8
max. Anteil in [%]	0,19	0,4	1,3	0,04	0,025	1,1

Der Werkstoff 16MnCr5 wird allgemein in zwei verschiedenen Gefügeständen „FP“- und „GKZ-geglüht“ verwendet. Das Ferrit-Perlit-Glühen (FP-Glühen) wird insbesondere für die Verbesserung der Zerspanbarkeit angewendet und erzeugt ein feines Ferrit-Perlit-Gefüge. Beim Glühen auf kugeligen Zementit (GKZ-Glühen) wird der lamellare Perlit kugelig eingeformt, was zur Verminderung der Werkstückhärte und zu niedrigeren Fließspannungen führt. Diese Art der Wärmebehandlung wird für übereutektoide Stähle mit einem Kohlenstoffgehalt $> 0,8\%$ angewendet. Dabei wird das Werkstück über den Umwandlungspunkt A_{c1} in Verbindung mit einer sehr langen Haltephase erwärmt und im Ofen langsam abgekühlt. Der Werkstoff 16MnCr5 mit GKZ-Gefüge wird beim Kaltfließpressen einerseits aufgrund geringere Härtewerte und Fließspannungen und andererseits wegen seines Potenzials der hohen Festigkeitswerte nach dem Einsatzhärten verwendet. In dieser Arbeit wurde der Werkstoff 16MnCr5 für die numerischen Untersuchungen mit FP - Gefüge und für die experimentellen Untersuchungen in beiden Gefügeständen verwendet. Um die numerischen Untersuchungen des Umformprozesses und die strukturmechanische Analyse von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien realitätsnah durchführen zu können, war die Bestimmung der mechanischen und physikalischen Werkstoffeigenschaften sowie des Fließverhaltens der untersuchten Werkstoffe erforderlich. Die mechanischen und physikalischen Werkstoffeigenschaften sind in Tabelle 4.3 und Tabelle 4.4 dargestellt.

Tabelle 4.3: Mechanische Eigenschaften des Werkstoffs 16MnCr5 bei RT [DIN69]

Mechanische Eigenschaft	Wert
Streckgrenze [MPa]	590
Zugfestigkeit [MPa]	780-1080
Bruchdehnung $L_0 = 5d_0$ [%]	10
Brucheinschnürung [%]	40

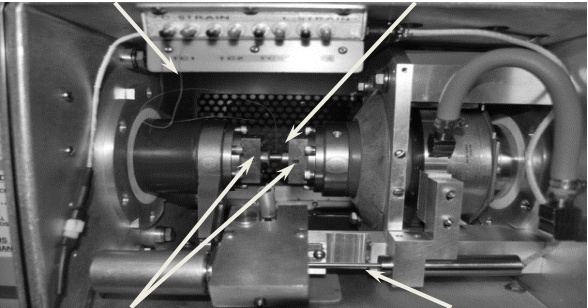
Tabelle 4.4: Physikalische Werkstoffeigenschaften des Werkstoffs 16MnCr5 [DEW17]

Physikalische Eigenschaft	Wert
Dichte [kg/dm^3]	7,76
Elastizitätsmodul [GPa]	210
Elektrischer Widerstand bei 20 °C [$(\Omega \text{ mm}^2)/\text{m}$]	0,12
Wärmeleitfähigkeit bei 20 °C [$\text{W}/(\text{mK})$]	44,0
Spezifische Wärmekapazität bei 20 °C [$\text{J}/(\text{kgK})$]	431

4.2.2 Aufnahme der Fließkurven und Fließkurvenextrapolation

Zur Charakterisierung des Werkstoffverhaltens werden in kleinen und mittleren Unternehmen (KMU) üblicherweise Stauchversuche nach DIN 50106 durchgeführt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Werkstofffließkurven mithilfe des am IFU vorhandenen thermomechanischen Prüfsystems Gleeble 3800c durch Stauchversuche aufgenommen. Zur Durchführung der Stauchversuche wurden die zylindrischen Stauchproben mit dem Verhältnis der Länge-zu-Durchmesser gemäß [IMU08] mit $H_0/D_0 = 1,5$ festgelegt. Zur Fließkurvenaufnahme wurden jeweils 3 Stauchversuche im Temperaturbereich zwischen Raumtemperatur (RT) und 500 °C mit einer Umformgeschwindigkeit von $\dot{\varphi} = 1/s$ und $\dot{\varphi} = 20/s$ durchgeführt (Tabelle 4.5). Die Erwärmung der Stauchproben erfolgte durch das integrierte konduktive Erwärmungssystem. Vor der Umformung wurde die Probe mit einer Aufheizrate von 5 °C/s bis zur gewünschten Umformtemperatur erwärmt. Um eine homogene Temperaturverteilung in der Probe zu gewährleisten, wurde die Probe anschließend 10 s auf dieser Temperatur gehalten. Die Probentemperatur wurde beim Stauchversuch mittels auf der Probenmantelfläche aufgeschweißter Thermolemente erfasst. Die Reibung auf den Kontaktflächen zwischen Probe und Hartmetallstauchbahnen wurde durch die Verwendung von 0,1 mm dicken Graphitfolien verringert. Während der Stauchversuche wurden die Umformkraft und der Umformweg über der Prozesszeit gemessen. Um Maschinenspiel und Maschinendehnung beim Umformversuch zu kompensieren, wurde an den gemessenen Kraft- bzw. Weg-Zeit-Diagrammen zusätzlich eine kraftabhängige Wegkorrektur vorgenommen. Anschließend wurde die Spannungs-Dehnungs-Kurve um den elastischen Anteil verschoben.

Tabelle 4.5: Thermomechanisches Prüfsystem Gleeble 3800c und Versuchsplan

Gleeble 3800c		Parameter	Wert	
Thermolemente	Zylindrische Stauchprobe		RT – 500	
HM-Stauchbahnen	Wegaufnehmer		Umformgeschwindigkeit [1/s]	1; 20
			Wiederholungen	3

Die aufgenommenen Fließkurven des Werkstoffs 16MnCr5 im FP-Zustand sind in Abhängigkeit von der Umformtemperatur und Umformgeschwindigkeit in Abbildung 4.2 und Abbildung 4.3 dargestellt. Die Ergebnisse der Stauchversuche zeigten bei der Erhöhung der Umformtemperatur von RT auf 500 °C gemittelt einen Abfall der Fließspannungen k_f um ca. 100 MPa.

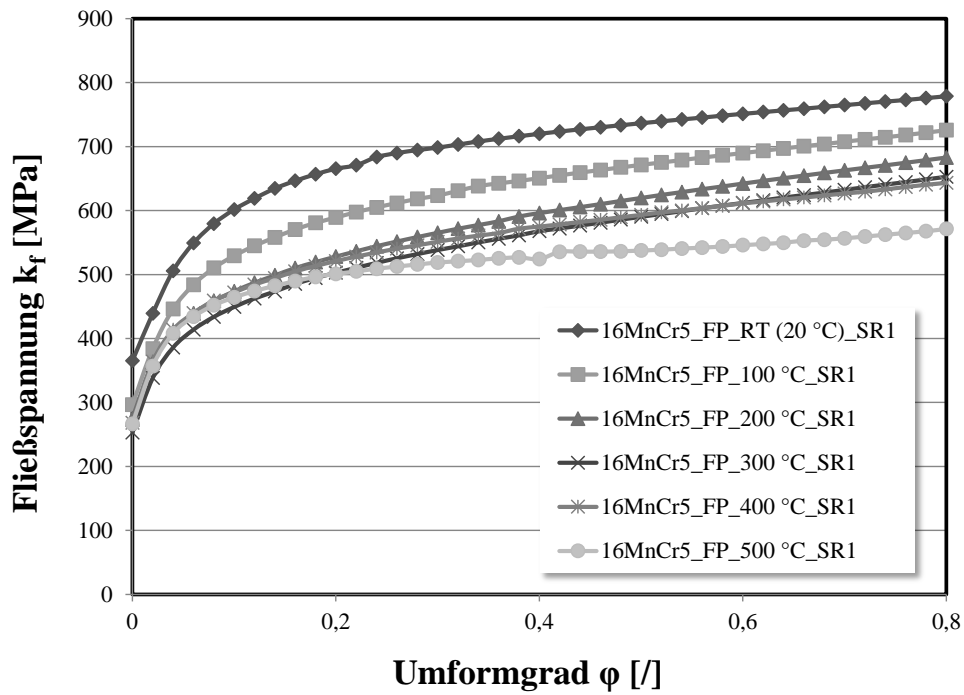


Abbildung 4.2: Fließkurven des Werkstoffs 16MnCr5 im FP-Gefügestand; Umformgeschwindigkeit: $\dot{\varphi} = 1/s$; Temperaturbereich RT bis 500 °C

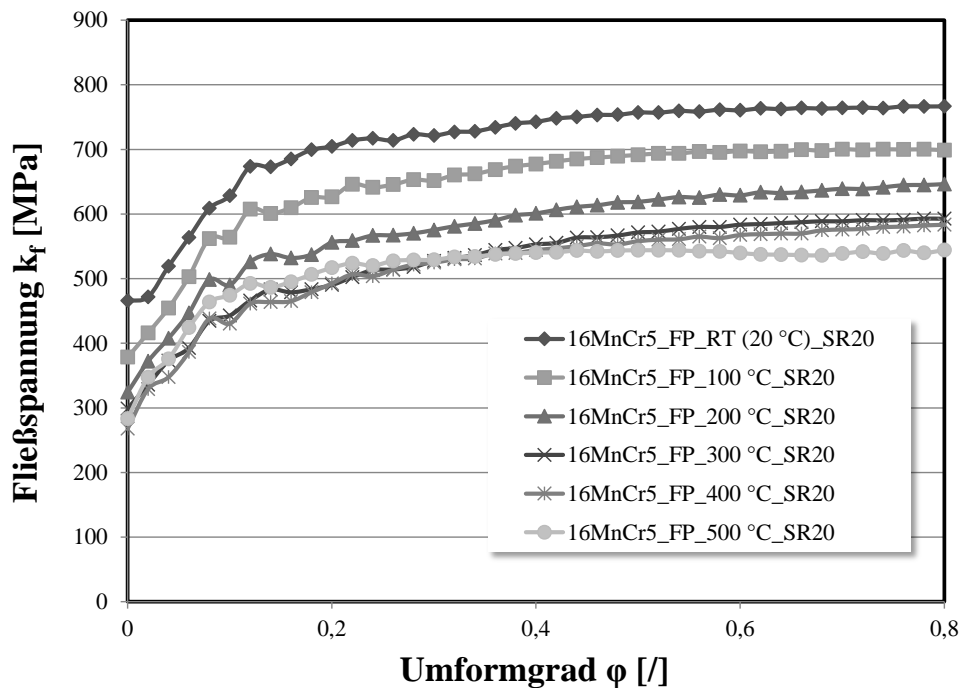


Abbildung 4.3: Fließkurven des Werkstoffs 16MnCr5 im FP-Gefügestand; Umformgeschwindigkeit: $\dot{\varphi} = 20/s$; Temperaturbereich RT bis 500 °C

Für die numerische Umformsimulation sind stets Modellierungen der Fließspannungen bis hin zu hohen Umformgraden von bis zu $\varphi = 1$ erforderlich. Die Ermittlung von Fließkurven ist beim Stauchversuch jedoch nur bis zum Umformgrad von maximal $\varphi = 0,7$ möglich, weshalb eine genaue Extrapolation erforderlich ist [Sch16].

Zur Bestimmung der Fließspannungen bei höheren Umformgraden und der am besten geeigneten Extrapolationsmethodiken wurde bereits eine Vielzahl wissenschaftlicher Untersuchungen durchgeführt [Sch16, Pöh79, Pöh84, Pöh86, Shi70, Swi52, Zen46]. Im Rahmen des Projektes IGF-Vorhaben 18225N [IGF25] wurden am Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund im Jahr 2016 auf Grundrundlage der durchgeführten Stauchversuche verschiedene Modelle für die Fließkurvenextrapolation des Werkstoffes 16MnCr5 im FP-Zustand umfassend untersucht. Als Ergebnis wurde die Fließkurve des Werkstoffes 16MnCr5 nach Swift (Gleichung 4.2) bis zum Umformgrad $\varphi = 4,5$ extrapoliert.

$$\sigma = C \cdot (\bar{\varphi} + \varphi_0)^n \quad (4.2)$$

Die Parameter C , $\bar{\varphi}$, n zur Fließkurvenextrapolation nach Swift wurden mithilfe von Matlab / LS-OPT ermittelt. Die für die Extrapolation ermittelten Werte der Modellparameter sind in Abhängigkeit von den Umformtemperaturen in Tabelle 4.6 aufgelistet.

Tabelle 4.6: Parameter zur Fließkurvenextrapolation nach Swift

Temperatur	C [MPa]	φ_0	n
20 °C	810,067	0,001	0,135
100 °C	750,932	0,001	0,158
200 °C	702,992	0,006	0,180
300 °C	665,568	0,001	0,164

Abbildung 4.4 stellt die extrapolierten Fließkurven für den Werkstoff 16MnCr5 im FP-Zustand bei der Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi} = 1/s$ im Temperaturbereich zwischen RT und 300 °C dar. Experimentell ermittelte Fließkurven bzw. extrapolierte Fließkurven sind mit „Exp“ bzw. „Extrapolation“ benannt.

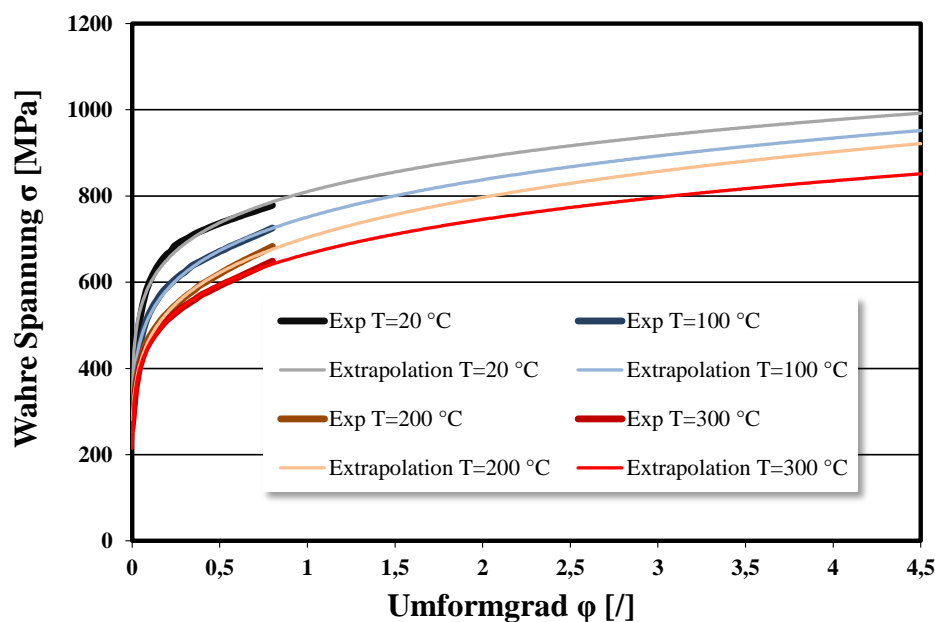


Abbildung 4.4: Extrapolierte Fließkurve des Werkstoffes 16MnCr5 im FP-Zustand im Temperaturbereich zwischen RT und 500 °C; Umformgeschwindigkeit: $\dot{\varphi} = 1/s$

Die in diesem Kapitel aufgenommenen und extrapolierten Fließkurven sowie mechanischen und physikalischen Eigenschaften des Werkstoffes 16MnCr5 im FP-Gefügestand werden zwecks realitätsnaher simulativer Abbildung des Umformprozesses für weitere numerische Untersuchungen in DEFORM[®] verwendet. Da bei der Umformung durch Abstreckgleitziehen keine hohen Temperaturen auftreten [Bus69], wurden die aufgenommenen Fließkurven nicht temperaturkompensiert. Dies kann jedoch eine geringfügige Abweichung von den experimentellen Ergebnissen zur Folge haben.

4.3 Versuchsplan der numerischen Untersuchungen

Nach Festlegung der zu untersuchenden Innengeometrie des Hohlbauteils wurde ein in fünf Abschnitte gegliederter Versuchsplan zur Durchführung der numerischen Untersuchungen erstellt. Zunächst wurden grundlegende Untersuchungen zur Bestimmung von Umformkraft, Werkstofffluss beim Abstreckgleitziehen, auftretenden Zugspannungen, Formfüllung der Innengeometrie sowie Temperaturverteilung durchgeführt (Abschnitt 1). Abschnitt 2 diente der Ermittlung eines günstigen Ziehringöffnungswinkels, bei dem das Risiko eines Bodenreißers beim Abstreckgleitziehen vermieden wird. Auf Basis der gewonnenen Ergebnisse wurde die bei den weiterführenden Analysen der Formfüllung der Innengeometrie von Hohlbauteilen in Abhängigkeit von Umformparametern verwendete Geometrie des Ziehtrings festgelegt. Die Formfüllung der durch Abstreckgleitziehen erzeugten Innengeometrie wurde unter Einsatz von weichgeglühten und auch kaltverfestigten Näpfen untersucht. Dabei wurden Prozessparameter wie die Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug oder die Umformgeschwindigkeit variiert, um deren Einfluss sowie den der Kaltverfestigung auf die Formfüllung zu ermitteln (Abschnitt 3). Die Verfahrensgrenzen bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen in Abhängigkeit von den Prozessparametern und dem Profil der Innengeometrie wurden ebenfalls im Rahmen von Abschnitt 3 bestimmt. Für die numerischen Untersuchungen des Ausstoßprozesses (Abschnitt 5) wurde das Simulationsmodell des Abstreckgleitziehens unter Berücksichtigung der in den Abschnitten 1-3 gewonnenen Ergebnisse angepasst (Abschnitt 4). Dabei wurde der Umformprozess unter Anwendung eines elastischen Dorns und elastisch-plastischen Halbzeuges simuliert. Abschließend wurde in Abschnitt 5 zur Bestimmung der Auswerferkraft der Ausstoßprozess numerisch untersucht. Der beschriebene Versuchsplan ist in Tabelle 4.7 zusammengefasst.

Tabelle 4.7: Versuchsplan der numerischen Untersuchungen

	Beschreibung	Modell	Werk- zeug	Werk- stück	Betrachtete Ergebnisse
Abschnitt 1	Grundlegende Untersuchungen	3D	starr	plastisch	Umformkraft Werkstofffluss Zugspannungen Formfüllung Temperaturverteilung
Abschnitt 2	Bestimmung von günstigen Öffnungswinkeln des Ziehriings	3D	starr	plastisch	Umformkraft Zugspannungen
Abschnitt 3	Bestimmung der Formfüllung in Abhängigkeit von Umformparametern	2D	starr	elastisch-plastisch	Umformkraft Zugspannungen Formfüllung
	- Abstreckgleitziehen von weichgeglühten Näpfen				
	- Abstreckgleitziehen von kaltverfestigten Näpfen				Formfüllung
	- Herstellung von helixförmigem Innenprofil - Herstellung von trapezförmigem Innenprofil				
Abschnitt 4	Anpassung der Umformsimulation für das Ausstoßen	3D	elastisch	elastisch-plastisch	Umformkraft Werkstofffluss Zugspannungen Formfüllung Temperaturverteilung
Abschnitt 5	Ausstoßen	3D	elastisch	elastisch-plastisch	Auswerferkraft

5 Numerische und analytische Untersuchung des Umformprozesses und Ausstoßens

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen zur Bestimmung der Verfahrensgrenzen des Abstreckgleitziehens bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien erörtert. Darüber hinaus wird die neu entwickelte analytische Methodik zur Ermittlung des maximal zulässigen Schrägungswinkels der Innengeometrie, bei dem ein schädigungsfreies Ausstoßen des Pressteils noch möglich ist, dargestellt.

5.1 Grundlegende Untersuchungen des Abstreckgleitziehens

Zunächst wurde eine numerische Simulation mit dem FE-Programm DEFORM[®] durchgeführt, deren Hauptziel die Bestimmung des Werkstoffflusses sowie die Berechnung der auftretenden Spannungen und Dehnungen im Pressteil bei Einbringung der Innengeometrie durch Abstreckgleitziehen bildete. Ferner wurde die Formfüllung der Innengeometrie analysiert. Als Halbzeug wurde für die numerischen Untersuchungen eine napfförmige Geometrie ohne Berücksichtigung der entstehenden Spannungen und Dehnungen aus dem vorhergehenden Napf-Rückwärts-Fließpressprozess mit dem Außendurchmesser $D_l = 28$ mm, Innendurchmesser $d = 14,3$ mm, Länge $l = 37$ mm und Bodendicke $h = 6,4$ mm verwendet. Der Umformgrad beim Abstreckgleitziehen betrug dabei $\varphi = 0,61$. Der Ziehringöffnungswinkel wurde aufgrund der niedrigen Umformkräfte gemäß [Bus95] mit 12° festgelegt.

Aufgrund der nicht-rotationssymmetrischen Kontur der Innengeometrie war für die numerischen Untersuchungen ein dreidimensionales Simulationsmodell erforderlich. Das in DEFORM[®] für das Abstreckgleitziehen verwendete Simulationsmodell ist in Abbildung 5.1 links dargestellt. In der Simulation wurden das Halbzeug plastisch und das Werkzeug starr modelliert. Der Ablauf des Umformprozesses erfolgte in folgenden Schritten:

1. Aufstecken des Napfes auf den feststehenden Dorn
2. Abstreckgleitziehen des Napfes durch den konstant bewegten Ziehring

Die Vernetzung des Halbzeuges wurde mithilfe der Vernetzungsfunktion „Mesh Windows“ im Kontaktbereich mit dem Dorn weiter diskretisiert. Die relative Elementgröße im Halbzeug wurde dabei mit 0,6 mm festgelegt. Für eine exakte Abbildung des Kontaktbereiches zwischen Halbzeug und Dorn wurde ein Verhältnis der Netzelemente von 0,6:0,2 gewählt. Durch eine solche Vernetzung kann die Anzahl der Elemente bei der Durchführung der Simulationen von komplexen Geometrien deutlich reduziert werden. Abbildung 5.1 rechts stellt die verwendete Vernetzung mit der verfeinerten Elementgröße im Kontaktbereich mit dem Dorn dar.

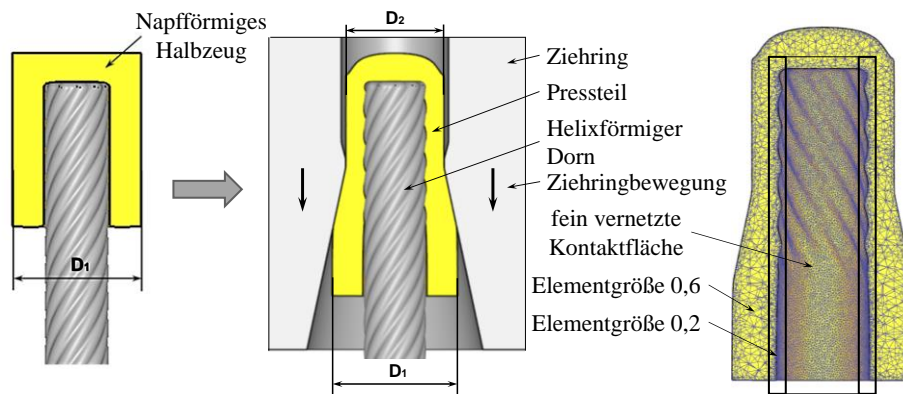


Abbildung 5.1: Links: Simulationsmodell; Rechts: Für das Abstreckgleitziehen in DEFORM® verwendete Vernetzung

Die Simulation wurde mit einer konstanten Ziehringgeschwindigkeit von 50 mm/s und einer Reibungszahl von 0,07 nach Coulomb [IGF25] durchgeführt. Die bei den numerischen Untersuchungen in DEFORM® verwendeten Parameter sind in Tabelle 5.1 aufgeführt.

Tabelle 5.1: Ausgewählte Simulationsparameter in DEFORM®

Parameter	Wert	Parameter	Wert
Werkstoff	16MnCr5	Halbzeug	plastisch
Werkstoffzustand	FP-Zustand	Werkzeug	starr
Elementanzahl	300.000	Ziehringöffnungswinkel	12°
Reibung	Coulomb 0,07	Ziehringgeschwindigkeit	50 [mm/s]

Da die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen keinem konventionellen Abstreckgleitziehvorgang von zylindrischen Hohlbauteilen entspricht, wurde zunächst das numerisch ermittelte Kraft-Weg-Diagramm des Umformprozesses analysiert. Abbildung 5.2 oben stellt den während der Simulation des Abstreckgleitziehens auftretenden Ziehringkraftverlauf über dem Ziehringweg dar, welcher in 5 verschiedene Abschnitte unterteilt werden kann. Die entsprechenden Prozesszustände sind in Abbildung 5.2 unten dargestellt. Die Änderungsbereiche sind an jedem Knickpunkt der Ziehringkraft mit Strichlinien hervorgehoben. Im Bereich bis zum Knickpunkt A findet die plastische Umformung des Bodens statt. In diesem Bereich stellen sich geringe Reibungskräfte zwischen Pressteil und Dorn ein, was zu einer höheren Belastung des gefährdeten Querschnittes bzw. beanspruchten Werkstückbereiches und zur Entstehung des Einzugs im Bodenbereich führt. Im Punkt A trifft der fließende Werkstoff auf den Übergangsradius des Dorns. Die dabei entstehenden Reibungskräfte erhöhen sich und die Entlastung des gefährdeten Querschnittes beginnt. Der radiale Werkstofffluss beginnt am Knickpunkt B. Die Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn vergrößert sich und entlastet damit anteilig den gefährdeten Querschnitt. Der Steigungswinkel des Ziehringkraftverlaufs wird dadurch verändert. Da sich gleichzeitig die Reibungsfläche zwischen Pressteil und Ziehring vergrößert, steigt die Umformkraft bis zum Punkt C weiter an. Erst wenn sich bezüglich der Reibung ein stationärer Presszustand einstellt, bzw. der Enddurchmesser $D_2 = 22$ mm des Ziehtrings erreicht

ist, weist die Ziehringkraft ihren maximalen Wert von ca. 150 kN auf und verläuft bis zum Punkt D konstant. Der Abfall der Ziehringkraft beginnt ab dem Knickpunkt D, was auf die Reduzierung der Reibungsfläche zwischen Ziehring und Pressteil zurückzuführen ist.

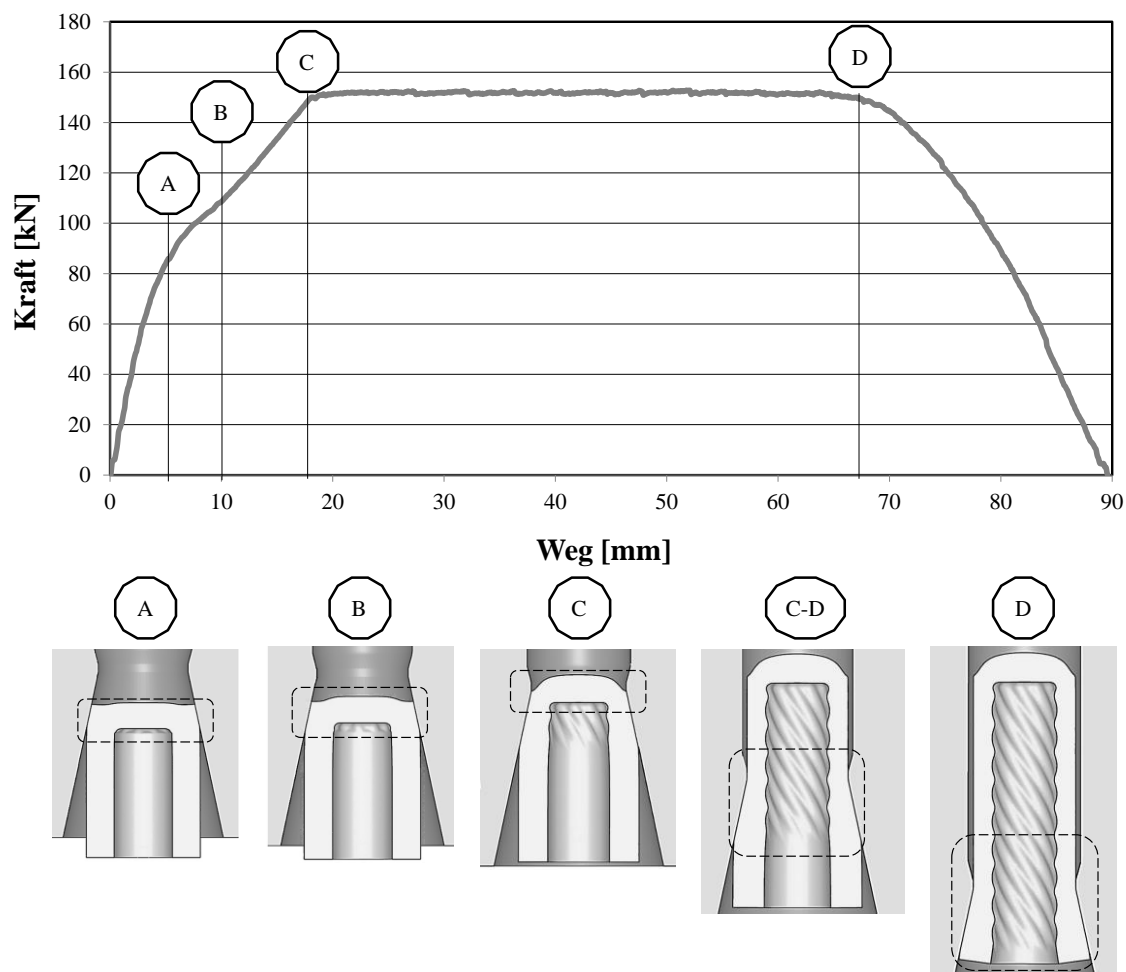


Abbildung 5.2: Kraft-Weg-Verlauf mit entsprechendem Ablauf des Umformprozesses

Weiterhin wurden in diesem Abschnitt der Werkstofffluss und die zu Bodenreißern führenden Zugspannungen im Bodenbereich des Pressteils beim Abstreckgleitziehen betrachtet. Abbildung 5.3 links zeigt den qualitativen Werkstofffluss zu Beginn des Umformprozesses. Die Fließrichtung des Werkstoffs wird dabei durch Geschwindigkeitsvektoren dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Dorngeometrie den Werkstofffluss stark beeinflusste und einen zusätzlichen helixförmigen Werkstofffluss verursachte. Der Geschwindigkeitsvektor bestand somit aus radialen v_r , axialen v_a und rotatorischen v_d Richtungskomponenten. Die rotatorische Richtungskomponente v_d des Werkstoffflusses bewirkte dabei die Entstehung zusätzlicher Schubspannungen im Pressteil. Dies führte im Vergleich zum konventionellen Abstreckgleitziehen zu einer Erhöhung der Reibungskraft zwischen Pressteil und Dorn (entsprechend Gleichung (2.1)) bzw. zu einer Reduzierung der Zugspannungen im Bodenbereich und damit zur Entlastung des gefährdeten Querschnittes. Da die numerische Untersuchung des konventionellen Abstreckgleitziehens einen Bodenreißer aufwies

und dies unter sonst gleichen Prozessbedingungen bei einer komplexen helixförmigen Innengeometrie nicht auftrat, kann diese Wirkung als positiv angesehen werden. Abbildung 5.3 rechts stellt die auftretenden Spannungen in Z-Richtung während des Umformprozesses dar. Die maximale Zugspannung im gefährdeten Querschnitt betrug ca. 920 MPa, was gemäß Tabelle 4.3 im Grenzbereich der Zugfestigkeit des Werkstoffes 16MnCr5 liegt, wodurch es zu einem Abriss des Bodens kommen kann.

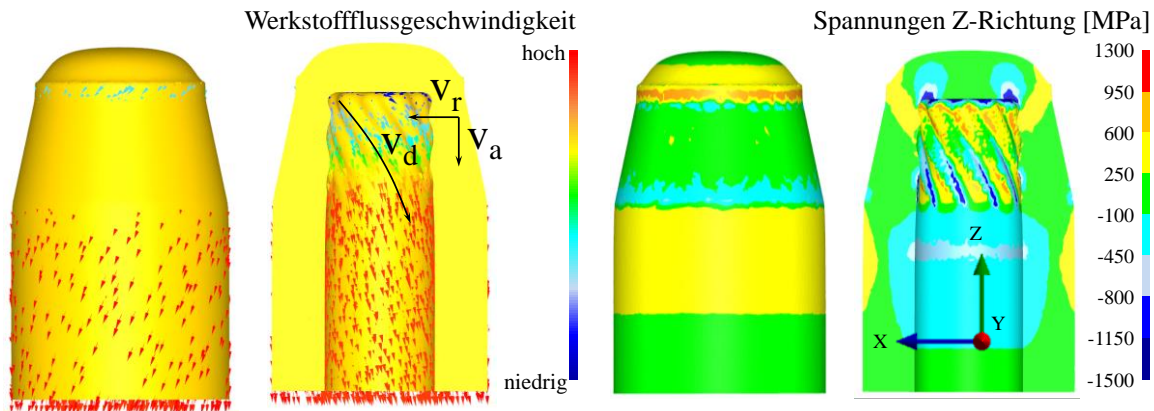


Abbildung 5.3: Links: Qualitative Darstellung des Werkstoffflusses zu Beginn des Umformvorgangs; Rechts: Spannungen im Pressteil in Z-Richtung

Abbildung 5.4 links stellt die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen bezüglich der Formfüllung der Innengeometrie durch Visualisierung der lokalen Abstände zwischen Pressteil und Werkzeug dar. Die Simulationsergebnisse wiesen eine inhomogene Unterfüllung der Innengeometrie des Pressteils auf. Bei Betrachtung der Formfüllung dieser Innengeometrie ist zu erkennen, dass sich der größte Abstand zwischen Pressteil und Dorn im Radiusbereich und im radiusnahen Bereich des Dorns befand (Strichlinie). Dieses inhomogene Verhalten war vor allem auf die auftretende Umformwärme während des Abstreckgleitziehens zurückzuführen. Abbildung 5.4 rechts zeigt die Temperaturverteilung im Pressteil im instationären Bereich B-C und stationären Bereich C-D des Umformprozesses. Zu Beginn des Umformprozesses erwärmte sich das Pressteil relativ schnell und erreichte seine Maximaltemperatur von ca. 160 °C (Knickpunkt C des Kraft-Weg-Verlaufes in Abbildung 5.2). Nach dem Einstellen des stationären Zustandes während des Abstreckgleitziehens vergrößerte sich die Kontaktfläche zwischen Dorn und Pressteil stetig und verursachte durch den zunehmenden Wärmeabfluss in das Werkzeug einen Temperaturabfall um fast 40 °C. Durch diese Umformerwärmung und den hohen Umformgrad zu Beginn des Abstreckgleitziehens floss der Werkstoff in radialer Richtung langsamer als in axialer, was eine Unterfüllung der Innengeometrie zur Folge hatte. Eine eingehende Untersuchung der Formfüllung der Innengeometrie in Abhängigkeit von geometrischen Parametern des Werkzeuges und Prozessparametern wie Ziehringöffnungswinkel und Reibung zwischen Pressteil und Werkzeug wird in Kapitel 5.3 durchgeführt.

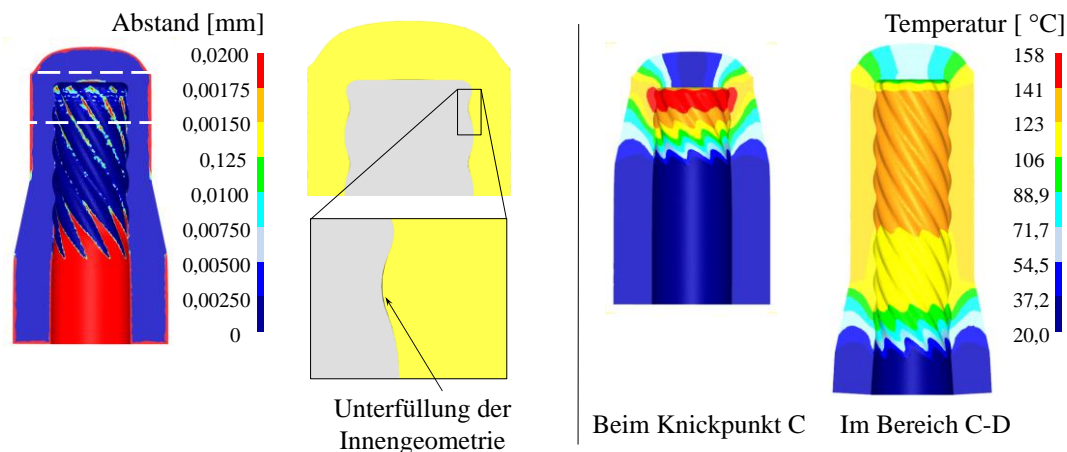


Abbildung 5.4: Links: Abstand zwischen Dorn und Pressteil; Rechts: Temperaturverteilung im Pressteil während des Abstreckgleitziehens

Die Zusammenhänge der durchgeführten numerischen Untersuchungen wiesen darauf hin, dass der Werkstoff im Vergleich zum konventionellen Abstreckgleitziehen von zylindrischen Hohlbauteilen einen durch die Dorngeometrie verursachten komplexen helixförmigen Werkstofffluss aufwies, der die umformtechnischen Eigenschaften des Pressteils stark beeinflusste. Darüber hinaus wurde festgestellt, dass die Wahrscheinlichkeit eines Bodenabrisses bei Anwendung eines Ziehringöffnungswinkels von 12° relativ hoch ist. Da [Bus69] die ermittelte Abhängigkeit der Stempelkraft und Bodenkraft vom Abstreckwinkel nur für weichen unlegierten Stahl MU St 3 liefert (Abbildung 2.13 links), wird diese Betrachtung im Rahmen der folgenden numerischen Untersuchungen für den Werkstoff 16MnCr5 zwecks genauer Bestimmung der Verfahrensgrenzen des Abstreckgleitziehens wiederholt.

5.1.1 Bestimmung des günstigsten Öffnungswinkels des Ziehriings

Wie in Kapitel 2.1.3.2 gemäß [Bus69] dargelegt, können beim Abstreckgleitziehen höhere Umformgrade und niedrige Zugspannungen im Bodenbereich durch Variation des Ziehringöffnungswinkels erreicht werden. In diesem Abschnitt wurde deshalb der Einfluss des Umformgrades und Ziehringöffnungswinkels auf die Umformkraft und die Zugspannungen beim Abstreckgleitziehen des Werkstoffes 16MnCr5 untersucht, um den günstigsten Ziehringöffnungswinkel für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien zu bestimmen. Die in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse werden für weitere numerische Untersuchungen der Formfüllung der Innengeometrie (Kapitel 5.3) sowie bei der Werkzeugkonstruktion (Kapitel 6.4) verwendet.

Zur Durchführung realitätsnaher numerischer Untersuchungen wurde in diesem Abschnitt eine zweistufige, aus Napf-Rückwärts-Fließpressen, Weichglühen und Abstreckgleitziehen bestehende Umformprozesskette simuliert (Abbildung 5.5). Bei dem NRFP wurden dabei Nöpfe mit einem Außendurchmesser von 28 mm, einem Innendurchmesser von 14,3 mm und einer Länge von

37 mm erzeugt. Der Weichglühprozess zwischen NRFP und Abstreckgleitziehen wurde durch die Auflösung aller nach dem NRFP auftretenden Dehnungswerte im Napf bei der Übertragung in das nachfolgende Abstreckgleitziehen abgebildet.

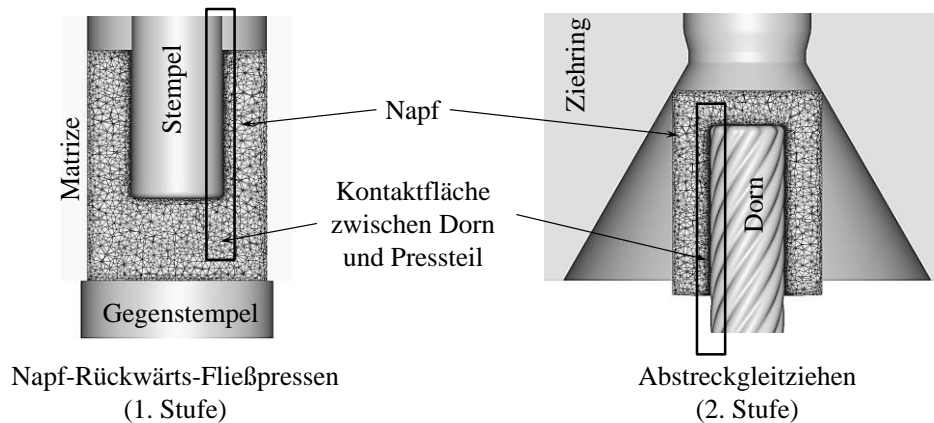


Abbildung 5.5: Simulationsmodelle; Links: Napf-Rückwärts-Fließpressen; Rechts: Abstreckgleitziehen in DEFORM®

Bei der Simulation der Umformprozesskette wurde die Kontaktfläche zwischen Napf und Dorn beim Abstreckgleitziehen bereits bei der Durchführung des NRFPs berücksichtigt und dieser Bereich mithilfe der Vernetzungsfunktion „Mesh Windows“ mit einer Elementgröße von 0,05 mm Kantenlänge diskretisiert. Die bei den numerischen Untersuchungen verwendeten Simulationsparameter sind in Tabelle 5.1 des Kapitels 5.1 aufgelistet und wurden nicht verändert. Die simulative Ermittlung der Abhängigkeit der Stempelkraft und Zugspannungen vom Ziehringöffnungswinkel und Umformgrad erfolgte anhand der durch Variation des Außendurchmessers D_2 (Abbildung 5.1 links) erzeugten Umformgrade $\varphi_1 = 0,51$ und $\varphi_2 = 0,61$ sowie des Ziehringöffnungswinkels α im Bereich zwischen 4° und 30° .

Bei den numerischen Untersuchungen wurden u.a. die maximalen Zugspannungen bzw. Spannungen in Z-Richtung im Bodenbereich und die maximalen Umformkräfte betrachtet. Um die ermittelten Ergebnisse der Zugspannungen zwecks Bestimmung des günstigsten Ziehringöffnungswinkels miteinander vergleichen zu können, wurde im Pressteil ein Punkt gewählt, dessen maximale Werte für jede Parametervariation in der Simulation bestimmt wurden. Dieser Punkt ist in Abbildung 5.6 links dargestellt. Die Ergebnisse der simulativ ermittelten Abhängigkeit der Umformkraft und Zugspannungen im Bodenbereich vom Ziehringöffnungswinkel sind in Abbildung 5.6 rechts zusammengefasst. Mithilfe der Simulationen konnte festgestellt werden, dass der Verlauf der Umformkraft sowie der Zugspannung mit den Untersuchungen von Weiss und Bush [Wei54, Bus69] weitestgehend übereinstimmt. Eine Reduzierung des Ziehringöffnungswinkels führte zur Zunahme der Umformkraft und gleichzeitig zum Abfall der Zugspannungen im Bodenbereich. Dies bedeutet, dass die gesamte zur Umformung benötigte Kraft bei einem kleinen Ziehringöffnungswinkel vollständig durch die Dornreibungskraft übertragen wurde. In diesem Fall ging die Kraft

im Bodenbereich gegen Null und es trat kein Versagen durch Bodenreißer mehr auf. Daraus konnte geschlossen werden, dass die Grenze des maximal zulässigen Umformgrades durch Variation des Ziehringöffnungswinkels erweitert werden kann. Weiterhin wurde festgestellt, dass bei Anwendung eines Ziehringöffnungswinkels von 20° die Reibungskräfte zwischen Pressteil und Werkzeug nicht groß genug waren, um einen Bodenreißer zu vermeiden. Die Zugspannungen lagen dabei oberhalb der Zugfestigkeitsgrenze des Werkstoffes. Bei einem Winkel von 15° trat kein Bodenreißer, sondern ein deutlicher durch die erhöhten Zugspannungen verursachter plastischer Einzug auf, der in Abbildung 5.6 links zu erkennen ist. Dieser Effekt wurde durch die Reduzierung des Ziehringöffnungswinkels ebenfalls verringert. Die Differenz der maximalen Werte zwischen den verschiedenen Umformgraden betrug für die Zugspannungen 7 % und für die Umformkraft 20 %.

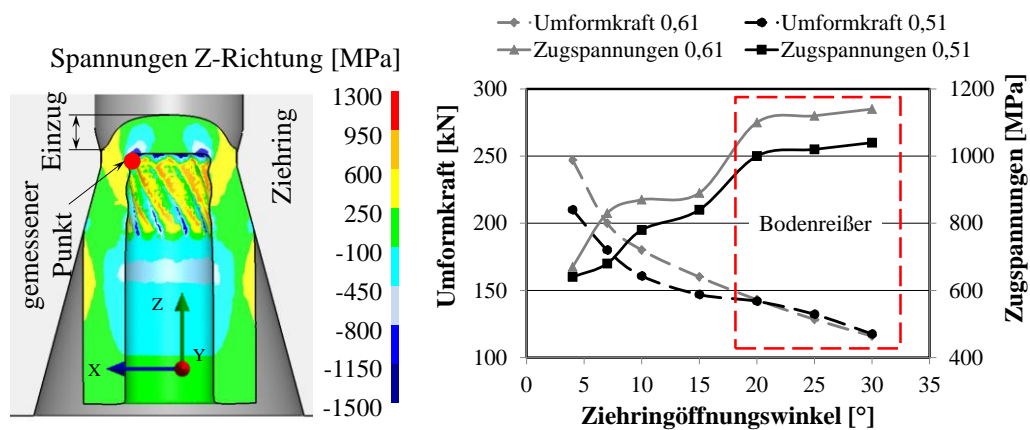


Abbildung 5.6: Links: Darstellung des Punktes für den Vergleich der Zugspannungen; Rechts: Simulativ ermittelte Abhängigkeit der Umformkraft und Zugspannungen im Bodenbereich vom Ziehringöffnungswinkel

Für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien wurde in diesem Kapitel ein günstiger Ziehringöffnungswinkel im Bereich zwischen 4° und 10° ermittelt. Dieser Ziehringöffnungswinkelbereich wird für die weitere Bestimmung der Formfüllung der Innengeometrie in Abhängigkeit von verschiedenen Umformprozessparametern und geometrischen Parametern des Werkzeugs verwendet.

5.2 Stochastische Simulation des Abstreckgleitziehens

Bei der Produktentwicklung werden die Untersuchungen des Einflusses der Eingangsparameter bzw. Bauteilstreuungen auf wichtige Ergebniszielgrößen heutzutage mithilfe von FEM-Simulationen durch stochastische Berechnungen durchgeführt. Diese stochastische Simulation bzw. Sensitivitätsanalyse wird im Folgenden bei der Untersuchung der Formfüllung der Innengeometrie des Pressteils ebenfalls angewendet. Ziel der stochastischen Simulationen ist dabei die Ermittlung der Abhängigkeiten ausgewählter Zielgrößen von Eingangsparametern wie Umformgeschwindigkeit

keit oder Reibungsverhältnissen zwischen Pressteil und Werkzeug zur Beschreibung der Formfüllung der Innengeometrie des Pressteils. Dies dient primär der Analyse des Prozesses sowie seiner Prozessgrenzen und der Früherkennung von durch einen ungünstigen Materialfluss ausgelösten Fehlern. Die Auswahl der Samplingmethode sowie die für die numerischen Untersuchungen der Formfüllung verwendeten Korrelationskoeffizienten werden in diesem Kapitel näher beleuchtet [Wil06a, Wil06b].

Die Software DEFORM[®] bietet die Möglichkeit, eine Sensitivitätsanalyse direkt im Rahmen mehrerer umformtechnischer Simulationen automatisch durchzuführen. Auf Grundlage der initialen Umformsimulation können die gewählten Eingangsparameterstreuungen mithilfe verschiedener Samplingmethoden in einem Versuchsplan bzw. DoE (Design of Experiment) zusammengefasst und die Ergebniszielgrößen bestimmt werden. Die Anzahl der Umformvorgänge wird gemäß des Versuchsplans generiert, simuliert und die Systemantworten durch stochastische Berechnungen ausgewertet. Die Vorgehensweise der Sensitivitätsanalyse in DEFORM[®] ist in Abbildung 5.7 dargestellt.

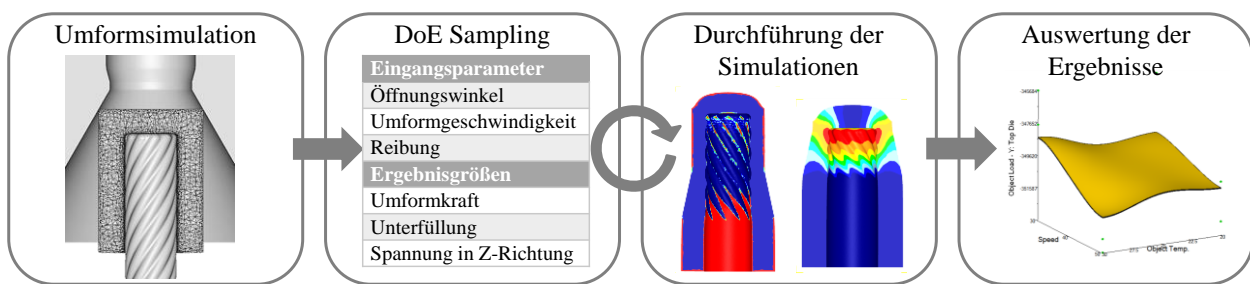


Abbildung 5.7: Vorgehensweise der Sensitivitätsanalyse in DEFORM[®]

5.2.1 Auswahl einer geeigneten Samplingmethode

Sensitivitätsanalysen geben auf Grundlage zahlreicher mittels Umformsimulationen durchgeführter Untersuchungen Aufschluss über das zu erwartende Verhalten der Ergebnisgrößen bei Variation der Eingangsparameter. Eine vorangehende Unterteilung in Eingangsparameter mit relevantem und in überwiegend vernachlässigbarem Einfluss auf die festgelegten Ergebnisgrößen reduziert durch Einschränkung des Parameterraumes maßgeblich den anschließenden Rechenaufwand. Effizienz und Aussagekraft dieser Verhaltensvorhersage sind im Wesentlichen von den getroffenen Einstellungen der Sensitivitätsanalyse wie beispielsweise der Samplingmethode zur Erstellung des DoEs abhängig. Die Samplingmethode dient der Kombination der Parametervariationen und weist diese den einzelnen DEFORM[®]-Simulationen zu bzw. erstellt den Versuchsplan für die Sensitivitätsanalyse. Da der Versuchsplan für die Qualität und Aussagekraft der Sensitivitätsanalyse von essenzieller Bedeutung ist, wird der Auswahl der Samplingmethode eine hohe Aufmerksamkeit zugemessen. Zur Festlegung der Samplingmethode werden die in Frage kommenden Methoden nach den Kriterien der Effektivität und der Qualität bewertet.

Obwohl das vollfaktorielle Experiment nicht zu den Samplingmethoden zählt, kann es für die Erstellung von Versuchsplänen verwendet werden und wird deshalb ebenfalls betrachtet. Bei dem vollfaktoriellen Experiment wird jede mögliche Parametervariation im mehrdimensionalen Versuchsraum betrachtet, was jedoch mit einer äußerst hohen Anzahl aufwändiger Simulationen verbunden ist. Die Anzahl der Experimente steigt dabei mit der Anzahl der Parameter exponentiell an. Im Vergleich zu den deutlich weniger zeitaufwändigen strukturmechanischen Simulationen stellt dies einen wesentlichen Nachteil dar [Sch13b]. Darüber hinaus wird die Ergebnisqualität des vollfaktoriellen Experiments durch eine unzureichende Darstellung nichtlinearer Zusammenhänge und die Variation der Parameter in großen Intervallen beeinträchtigt [Wan07, Mos11]. Aufgrund dieser unzureichenden Ergebnisqualität kann das vollfaktorielle Experiment für die Erstellung von Versuchsplänen nicht empfohlen werden und kommt im Rahmen dieser Arbeit nicht zum Einsatz.

Zwecks einer gleichmäßigeren Abtastung des Versuchsraums und einer Reduzierung der Anzahl der Experimente kommen teilfaktorielle Methoden zum Einsatz. Bei diesen Methoden wird nur ein mathematisch oder zufällig festgelegter Teil der Parameterkombinationen des vollfaktoriellen Experimentes verwendet. Die Ergebnisse dieser Methoden liefern einen nahezu identischen, qualitativ somit ebenfalls unzureichenden Erkenntnisgewinn [Sim01, Har14, Sch13b].

Die auf Zufallsprinzipien beruhenden Samplingmethoden wie beispielsweise die Monte Carlo Methode, bei der die Auswahl der Parameter für eine Simulation rein zufällig festgelegt wird, führen unter geringerem Aufwand zu qualitativ besseren Ergebnissen. Verglichen mit dem voll- oder teilfaktoriellen Experiment erlaubt die Anwendung dieser Methoden eine deutlich gleichmäßigere Abdeckung des Versuchsraumes bei geringerer Anzahl an Simulationen, wodurch auch nichtlineare Zusammenhänge besser abgebildet werden können. Die fehlende Berücksichtigung bereits erstellter Parameterzuweisungen birgt jedoch das Risiko ungedeckter Parameterbereiche und damit das einer ungenauen Bestimmung der Abhängigkeiten zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen [Mos11], weshalb auch diese Methoden für umformtechnische Simulationen nicht empfohlen werden können.

Das Latin-Hypercube-Sampling (LHC) beruht wie die Monte Carlo Methode auf dem Zufallsprinzip. Der Versuchsraum wird bei dem LHC in eine festgelegte Anzahl Zellen mit gleicher Wahrscheinlichkeit aufgeteilt, für die nach Zufallsprinzip jeweils eine Parametervariation bestimmt wird. Im Gegensatz zu den bisher erörterten zufallsbasierten Samplingmethoden kann der für dieses Zufallsprinzip herangezogene Variationsbereich jedoch definiert werden. Auf diese Weise können bereits definierte Parameterzuweisungen in den Parameterzusammenstellungen mitberücksichtigt und die Anzahl erforderlicher Simulationen gegenüber einer vollkommen zufälligen Verteilung bis auf ein Zwölftel reduziert werden [Mck00, Har14, Par94, Wil06a, Wil06b]. Das

LHC ist die am häufigsten zum Einsatz kommende zufallsbasierte Samplingmethode, mit der in der Vergangenheit bei der Durchführung numerischer Sensitivitätsanalysen bereits gute Ergebnisse erzielt wurden [Bla12, Mle13, Lie14, Sch16]. Da dieses Samplingverfahren von allen betrachteten Methoden die höchste Effizienz und beste Qualität der Vorhersagegenauigkeit aufweist, wird das LHC in Kapitel 5.3 für die Durchführung der numerischen Sensitivitätsanalyse verwendet.

5.2.2 Korrelationsanalyse und Sensitivitätsanalyse der Kaltfließpressversuche

Bei Sensitivitätsanalysen wird der Zusammenhang zwischen den Eingangs- und Ausgangsgrößen mithilfe der Korrelationsanalyse als quantitatives Maß dargestellt. Die Eignung der unterschiedlichen Berechnungsmethoden für Korrelationsanalysen muss jedoch im Einzelfall geprüft werden. So wird zum Beispiel der lineare Korrelationskoeffizient zur Beschreibung der linearen Korrelation zweier Variablen verwendet, obwohl er nur den linearen Zusammenhang zwischen zwei Variablen beschreibt und bei komplexen mehrdimensionalen Zusammenhängen als Bewertungskriterium versagt. Eine zusätzliche Überprüfung der Berechnung von Korrelationen ist daher stets erforderlich [Sie10, Kle09, Mos11, Wil06b].

Das von [Mos08] eingeführte Metamodel of Optimal Prognosis (MOP) wird heutzutage für die Beurteilung der nichtlinearen Approximationsgüte verwendet. Metamodelle dienen der Approximation von mehrdimensionalen Problemstellungen und Zusammenhängen aller Systemantworten in Bezug auf ihre Eingangsgrößen. Das Verhalten dieser Zusammenhänge kann durch Anpassung einer mathematischen Modellfunktion an die Ergebnisse der Simulation, durch so genanntes „fitting“, prognostiziert werden. Die globale Approximation, das eigentliche Metamodell, wird durch Bündelung aller Approximationsfunktionen der Eingangsparameter gebildet. Zielsetzung der Erstellung eines Metamodells ist die Verringerung des Rechenaufwandes numerischer Simulationen und Untersuchungen auf experimenteller Basis durch die Verwendung eines mathematischen Ersatzmodells. Für eine Optimierung werden damit nicht mehr alle Ergebnisse der Simulationen bzw. Experimente benötigt. Durch grafische Darstellung der Zusammenhänge zwischen den Parametern können nicht relevante Parameter identifiziert und dadurch große Designräume in Bezug auf ihre Mehrdimensionalität reduziert werden. Bereits kleine Schwankungen in den Korrelationen der Parameter können eine enorme Abweichung der Ergebnisse der Optimierung zur Folge haben. Die mathematische bzw. stochastische Bestimmung eines geeigneten Metamodells ist für die Realitätsnähe der Ergebnisse deshalb von größter Bedeutung [Sim01, Har14, Mye95]. Die Abweichung zwischen den gewonnenen Daten der Simulationen und der globalen Approximation des Modells wird durch den sogenannten, zur Beurteilung des ausgewählten Metamodells herangezogenen, Coefficient of Prognosis (CoP) beschrieben. Bei einer perfekten Approximation liegt der Wert gemäß folgender Definition bei 1:

$$CoP = 1 - \frac{SS_E^{Prediction}}{SS_T} \quad (5.1)$$

Der entstehende quadratische Fehler bzw. der geschätzte Quadratsummenfehler wird als $SS_E^{Prediction}$ bezeichnet und beschreibt die Abweichung eines einzelnen Datenpunkts von der Approximation der restlichen Werte. SS_T stellt die Gesamtabweichung des Ausgabewerts dar [DYN16, Mye95, Har14]. Die Bedeutung einzelner Einflussparameter sowie die Wechselwirkungen zwischen den Parametern und Zielgrößen können damit unter Zuhilfenahme des CoP bewertet werden.

MOP und CoP wurden in der Vergangenheit bereits erfolgreich in Massivumformungssimulationen verwendet [Mle13, Sch16], wodurch ihre Eignung zur Abbildung von Problemstellung der Massivumformung als erwiesen angesehen werden kann. Die quantitative Beurteilung der Korrelation zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen in der Simulation des Abstreckgleitziehens in Kapitel 5.3 erfolgt deshalb anhand des CoP.

5.3 Bestimmung der Einflussfaktoren auf die Formfüllung

In diesem Kapitel wurden die Einflussfaktoren auf die Formfüllung der Innengeometrie des Presserteils mithilfe der Sensitivitätsanalyse in DEFORM[®] bestimmt. Aufgrund hoher Komplexität und langer Berechnungszeiten bei 3-dimensionalen FEM-Modellen erfolgte die numerische Untersuchung der Formfüllung näherungsweise mit einem stark vereinfachten 2-dimensionalen Simulationsmodell. Durch diese 2D Simulation konnte jedoch der Werkstofffluss in tangentialer Richtung entlang der Rippenkontur nicht berücksichtigt werden. Abbildung 5.3 zeigt anhand der blau dargestellten Geschwindigkeitsvektoren, dass in der Umformzone zwar radialer, aber kaum axialer oder tangentialer Werkstofffluss stattfindet. Dieser radiale Werkstofffluss ist hauptsächlich auf die während des Abstreckgleitziehens auftretenden, durch eine 2D Simulation abbildbaren, Radialspannungen zurückzuführen und beeinflusst die Qualität der Formfüllung der Innengeometrie. Da in der Umformzone kaum tangentialer Werkstofffluss vorliegt und dieser Einflussfaktor somit keinen relevanten Einfluss auf die Formfüllung ausübt, liefert auch ein 2-dimensionales Simulationsmodell belastbare Ergebnisse in Bezug auf die Formfüllung. Die im 2-dimensionalen Simulationsmodell ermittelten Einflüsse der unterschiedlichen Parameter auf die Formfüllung der Innengeometrie weichen dementsprechend nur geringfügig von den Ergebnissen einer 3-dimensionalen Simulation ab. Die Ergebnisse der 2-dimensionalen Simulationen werden in Kapitel 5.4 dennoch anhand einer 3D Simulation stichprobenartig validiert.

Um den Spannungszustand der genapften Halbzeuge bei der Simulation des Abstreckgleitziehens zu berücksichtigen, wurde ein zweistufiger, aus Napf-Rückwärts-Fließpressen und nachfolgendem Abstreckgleitziehen bestehender Umformprozess durchgeführt. In dieser Simulation wurde der

Einfluss der Kaltverfestigung auf die Formfüllung der Innengeometrie durch Verwendung von weichgeglühten und kaltverfestigten Halbzeugen untersucht. Dabei wurde der Weichglühprozess zwischen dem NRFP und Abstreckgleitziehen durch Rücksetzung der nach dem NRFP verbleibenden Dehnungskomponenten abgebildet. Bei kaltverfestigten Halbzeugen erfolgte keine Rücksetzung. Abbildung 5.8 stellt den Aufbau des 2-dimensionalen Simulationsmodells zur Bestimmung der Formfüllung in DEFORM[®] dar.

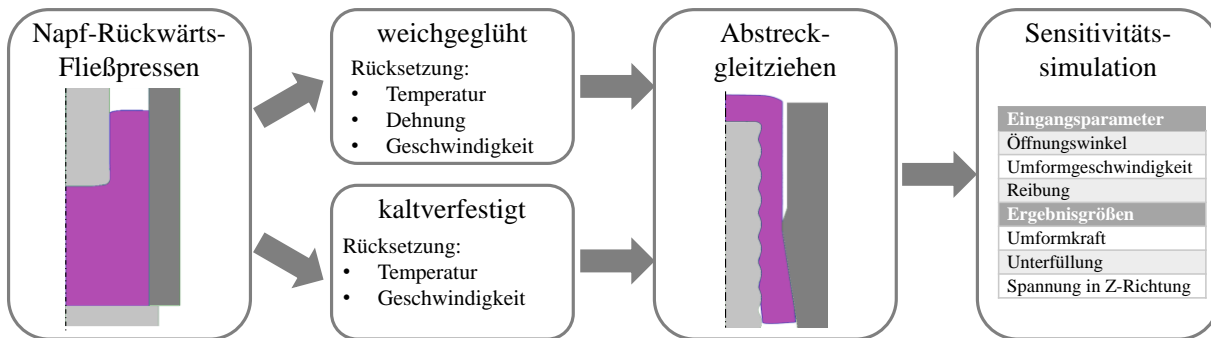


Abbildung 5.8: Aufbau des 2-dimensionalen Simulationsmodells zur näherungsweisen Analyse der Formfüllung in DEFORM[®]

Die Auswahl der Objekteigenschaften der numerischen Simulation hat signifikanten Einfluss auf die Aussagekraft der Ergebnisse, weshalb zunächst mittels Voruntersuchungen das am besten geeignete Simulationsmodell ermittelt wurde. Dazu wurden vier Simulationen mit in Tabelle 5.2 dargestellten Objekteigenschaften durchgeführt.

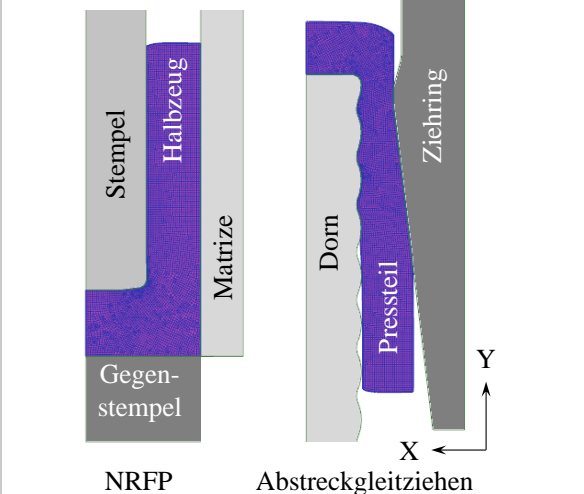
Tabelle 5.2: Bei Voruntersuchung verwendete Objekteigenschaften

Simulation	Dorn	Werkstück
S1	starr	plastisch
S2	starr	elastisch-plastisch
S3	elastisch	plastisch
S4	elastisch	elastisch-plastisch

Diese Voruntersuchung zeigte, dass bei Nutzung des plastischen Werkstückmodells im Vergleich zum elastisch-plastischen Modell deutlich größere Unterfüllungen bzw. Fehlvolumen der Innengeometrie auftreten. Bei dem plastischen Stoffgesetz des Werkstücks betrug der maximale in der Simulation gemessene Abstand zwischen Werkstück und Dorn an der ersten Rippe mehr als das doppelte Maß wie bei dem elastisch-plastischen Werkstück. Die Ziehringkraft fiel bei der Umformung des plastischen Werkstücks um 5 % höher aus als beim elastisch-plastischen Werkstück. Bezüglich der Formfüllung wiesen die Simulationsergebnisse mit starrem und elastischem Dorn jedoch kaum Unterschiede auf. Bei Verwendung eines elastisch-plastischen Werkstücks und eines elastischen Dorns nahm die Kontaktfläche sichtbar zu. Als Ergebnis der Voruntersuchung konnte festgehalten werden, dass der maximale Abstand zwischen Dorn und Werkstück sowie die maximale Ziehringkraft stark von den Werkstückeigenschaften bzw. Modellierung von dessen Stoff-

gesetz abhängig sind. Die Simulation anhand einer Kombination aus elastisch-plastischem Werkstück und starrem Dorn führte trotz Beibehaltung realitätsnaher Ergebnisse zu einer deutlichen Verkürzung der Berechnungszeiten und wird deshalb bei der Analyse der Formfüllung der Innenkontur im Rahmen der Sensitivitätsanalyse angewendet. Das zur Durchführung der Sensitivitätsanalyse in DEFORM[®] verwendete Simulationsmodell sowie die Simulationsparameter sind in Tabelle 5.3 dargestellt.

Tabelle 5.3: Das in DEFORM[®] verwendete Simulationsmodell und Simulationsparameter

Simulationsmodell	Parameter	Wert
	Werkstoff Werkstück	16MnCr5
	Werkstoffzustand	FP-Zustand
	Halbzeug	elastisch-plastisch
	Elementanzahl	5.000
	Dorn	elastisch
	Ziehtring	starr
	Reibungsmodell	Coulomb

Die Auswirkungen der nachfolgend aufgeführten Parameter des Umformprozesses und der Werkzeuggeometrie auf das Abstreckgleitziehen und die Formfüllung der helixförmigen Innenkontur wurden mithilfe einer numerischen Sensitivitätsanalyse untersucht:

- Reibung zwischen Dorn und Pressteil (*Reibung DP*)
- Reibung zwischen Ziehtring und Pressteil (*Reibung ZP*)
- Ziehringgeschwindigkeit
- Öffnungswinkel des Ziehtrings

Insgesamt wurden unter Anwendung der LHS – Methode 100 Stichproben bzw. Simulationsmodelle generiert, durchgerechnet und ausgewertet. Die Parameter des Umformprozesses und der Werkzeuggeometrie sowie die entsprechenden Variationsbereiche sind in Tabelle 5.4 aufgeführt.

Tabelle 5.4: Parameter des Umformprozesses und der Werkzeuggeometrie

Parameter	Einheit	Variationsbereich
Reibung DP μ_1	[-]	0,03-0,11
Reibung ZP μ_2	[-]	0,03-0,11
Ziehringgeschwindigkeit	[mm/s]	5-95
Öffnungswinkel des Ziehtrings	[°]	4-10

Für die Durchführung der Analyse der Einflussparameter auf die Formfüllung der Innengeometrie und den Umformprozess wurden die maximalen Werte der Ziehringkraft, Spannungen in Y-Richtung und die Abstände zwischen Dorn und Pressteil als Zielgrößen betrachtet. Die DEFORM® - Simulationsergebnisse wurden mit OptiSlang5™ ausgewertet und durch den Coefficient of Prognosis (CoP) interpretiert (Kapitel 5.3.1 und Kapitel 5.3.2).

5.3.1 Ergebnisse der Sensitivitätsanalysen mit weichgeglühten Halbzeugen

In diesem Abschnitt werden die für weichgeglühte Halbzeuge ermittelten Abhängigkeiten und Sensitivitäten der Zielgrößen wie Ziehringkraft, Spannung in Y-Richtung und Formfüllung von den gewählten Eingangsparametern diskutiert. Abbildung 5.9 rechts stellt die Ergebnisse der mit DEFORM® durchgeführten und mit OptiSlang5™ ausgewerteten numerischen Sensitivitätsanalysen bzw. relevante Einflussparameter auf die Ziehringkraft dar. Der CoP und somit die Vorhersagegenauigkeit des Metamodells zur Berechnung der max. Ziehringkraft betrug 100 %. Der Einfluss des Öffnungswinkels auf die Ziehringkraft lag bei 70 %, der der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil bei 29 %. Die Reibung zwischen Dorn und Pressteil stellte sich als nicht relevant heraus. Die Reibungsfläche zwischen Ziehring und Pressteil wurde durch eine Reduzierung des Öffnungswinkels des Ziehrings vergrößert, wodurch sich die maximale Ziehringkraft erhöhte. Durch Variation der Reibungszahl zwischen Ziehring und Pressteil konnte eine Krafterhöhung verhindert werden. Die Reibung zwischen Dorn und Pressteil wies ebenfalls keinen nennenswerten Einfluss auf.

Die in Abbildung 5.9 links dargestellten Einflussgrößen veranschaulichen den Einfluss des Öffnungswinkels des Ziehrings und der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil auf die Ziehringkraft. Zur Vorhersage der maximalen Ziehringkraft wird die Interaktion zwischen dem Öffnungswinkel und der Reibung in dem dreidimensionalen Schaubild gezeigt. Dabei gilt: je größer der Öffnungswinkel, desto niedriger die maximalen Umformkräfte. Bei einem Öffnungswinkel $> 7^\circ$ konnten die maximalen Kräfte von 220 kN bis auf 120 kN reduziert werden.

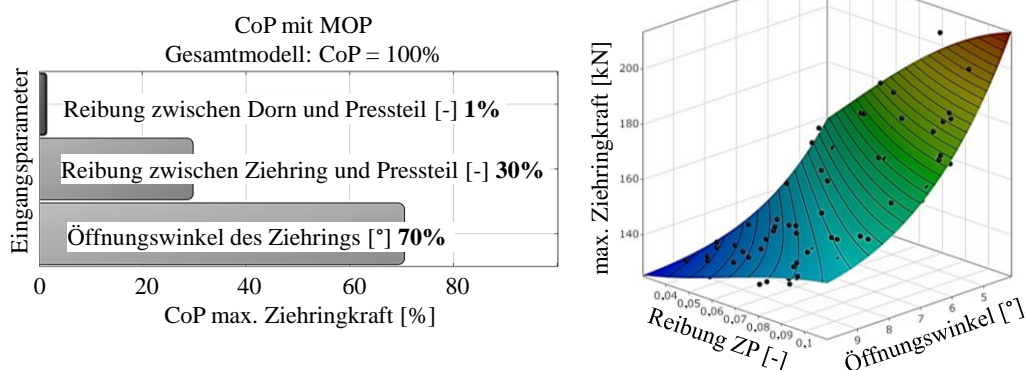


Abbildung 5.9: Links: Relevante Einflussparameter auf die Ziehringkraft; Rechts: Metamodell der Abhängigkeit der Umformkraft von der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil sowie Öffnungswinkel

Darüber hinaus wurde der Einfluss der Eingangsparameter auf die Maximalspannungen in Y-Richtung (Tabelle 5.3 links) bzw. auf die während des Umformens auftretende Zugspannung in Y-Richtung analysiert. Abbildung 5.10 links stellt die Ergebnisse dieser Sensitivitätsanalyse dar. Der CoP und damit die Vorhersagegenauigkeit des Metamodells zur Berechnung der maximalen Spannungen in Y-Richtung betrug 69 %. Die größten Einflusswerte wiesen mit 49 % der Öffnungswinkel des Ziehrings und mit 12 % die Reibung zwischen Ziehring und Pressteil auf. Die Variation der Reibung zwischen Dorn und Pressteil sowie die Ziehringgeschwindigkeit spielten in Bezug auf die maximale Spannung in Y-Richtung hingegen kaum eine Rolle.

Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zur Ermittlung des Einflusses der relevanten Parameter auf die Spannung in Y-Richtung (Tabelle 5.3 links) sind in Abbildung 5.10 rechts dargestellt. Es war eine fast lineare Abhängigkeit der Parameter zu erkennen. Wie bereits in Kapitel 5.1.1 ausgeführt wurde, sank die maximale Zugspannung mit abnehmendem Öffnungswinkel, da die gesamte zur Umformung benötigte Kraft bei kleinen Ziehringöffnungswinkeln durch die Dornreibungskraft übertragen wird. Darüber hinaus konnte die Zugspannung durch Änderung der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil deutlich auf bis zu nur 610 MPa reduziert werden. Abschließend wurde festgestellt, dass ein Minimum der Spannungen in Y - Richtung erzielt wird, wenn der Öffnungswinkel und die Reibung zwischen Ziehring und Pressteil auf ihren kleinstmöglichen Wert reduziert werden.

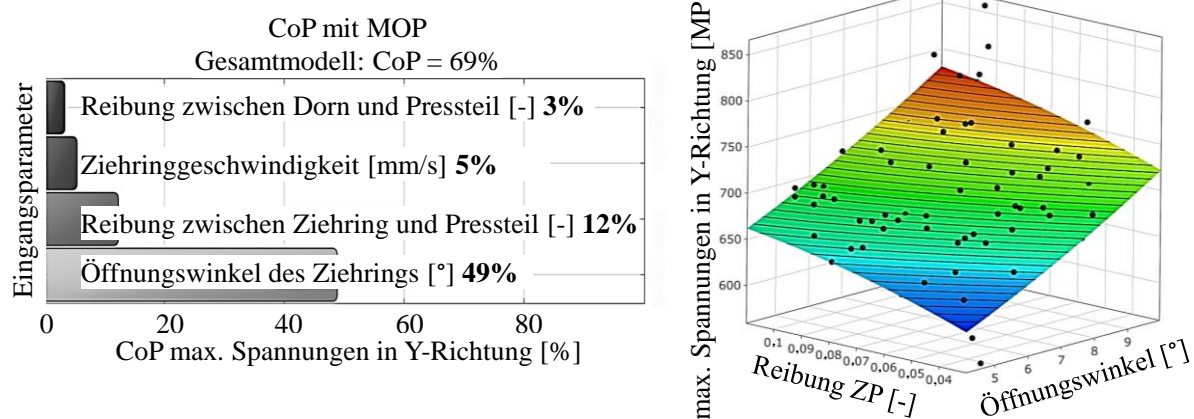


Abbildung 5.10: Links: Relevante Einflussparameter auf die Spannung in Y-Richtung; Rechts: Metamodell der Abhängigkeit der Zugspannung von der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil sowie vom Öffnungswinkel des Ziehrings

Der CoP und somit die Vorhersagegenauigkeit des Metamodells zur Berechnung des maximalen Abstandes zwischen Dorn und Pressteil bzw. der Formfüllung betrug gemäß Abbildung 5.11 links 97 %. Die Ergebnisse der durchgeführten Sensitivitätsanalyse zeigten, dass die Formfüllung der helixförmigen Innengeometrie mit einem Einflusswert von 77 % hauptsächlich von der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil sowie zu 21 % von der Reibung zwischen Dorn und Pressteil

abhängig ist. Der Öffnungswinkel des Ziehtrings und die Ziehringgeschwindigkeit wiesen auf die Formfüllung der Innengeometrie keinen Einfluss auf.

Die Abhängigkeit der Formfüllung von der Reibung zwischen Dorn und Pressteil sowie zwischen Ziehring und Pressteil ist in der grafischen Darstellung in Abbildung 5.11 rechts deutlich zu erkennen. Die zunehmenden Werte der Reibung zwischen Dorn und Pressteil beeinträchtigten den dominanten axialen Werkstofffluss und begünstigten dadurch den radialen, was zu einer Verbesserung der Formfüllung der Innengeometrie führte. Die Reibung zwischen Ziehring und Pressteil begründete schließlich den axialen Werkstofffluss. Je höher die gewählte Reibungszahl, desto besser floss der Werkstoff in axialer Richtung und verursachte dadurch eine Vergrößerung des maximalen Abstandes zwischen Dorn und Pressteil. Um minimale Werte des maximalen Abstandes zu erreichen, muss die Reibung zwischen Dorn und Pressteil möglichst hoch und die Reibung zwischen Ziehring und Pressteil möglichst niedrig gewählt werden. Durch richtige Anpassung der Prozessparameter (Tabelle 5.4) kann die vollständige Formfüllung der Innengeometrie erreicht werden.

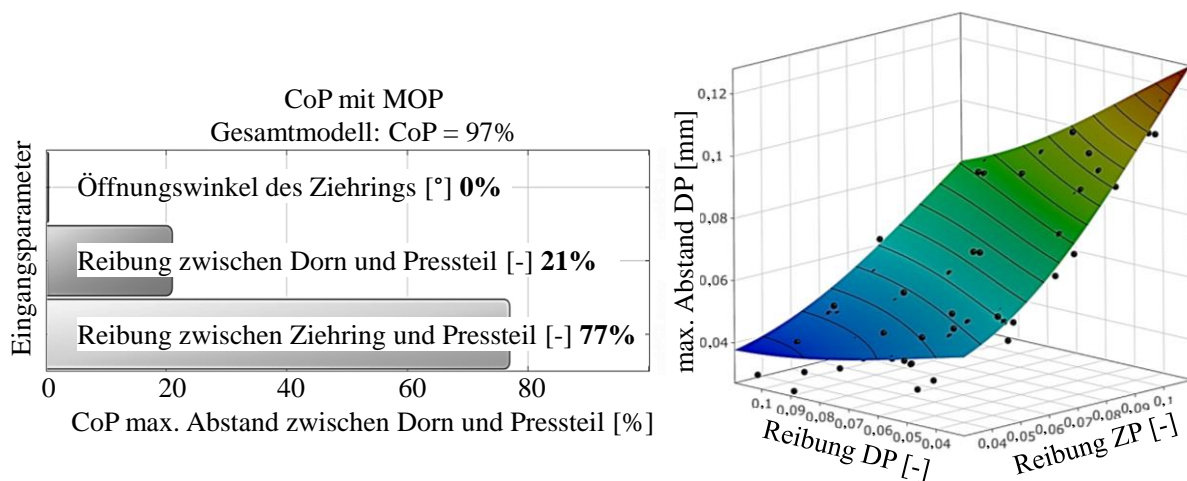


Abbildung 5.11: Links: Relevante Einflussparameter auf die Formfüllung; Rechts: Metamodell der Abhängigkeit der Formfüllung von Reibung zwischen Dorn und Pressteil und Reibung zwischen Ziehring und Pressteil

5.3.2 Ergebnisse der Sensitivitätsanalysen mit kaltverfestigten Halbzeugen

In diesem Kapitel wurden die Ergebnisse der unter Anwendung der in Tabelle 5.4 aufgeführten Parameter durchgeführten Sensitivitätsanalysen sowie die Abhängigkeiten der Zielgrößen von den Eingangsparametern für kaltverfestigte Halbzeuge erörtert. Bei der Kaltverfestigung blieben alle im Halbzeug auftretenden Dehnungswerte erhalten, lediglich die Temperatur des Halbzeuges wurde auf 20 °C zurückgesetzt.

Zunächst wurden die Einflussparameter auf die maximalen Ziehringkräfte beim Abstreckgleitziehen von kaltverfestigten Näpfen analysiert. Die ermittelten maximalen Ziehringkräfte zeigten ähnliche Abhängigkeiten wie bei weichgeglühten Näpfen. Eine Vergrößerung des Öffnungswinkels

und Reduzierung der Reibungszahlen zwischen Ziehring und Pressteil führte erwartungsgemäß zu einer Senkung der maximalen Umformkräfte. Beim Abstreckgleitziehen der kaltverfestigten Halbzeuge stieg die maximale Umformkraft im Vergleich zu den weichgeglühten Näpfen jedoch um ca. 20 % an und konnte durch die Variation der relevanten Einflussparameter nur bis 150 kN reduziert werden (Anhang 10.2, Abbildung 10.2).

Weiterhin wurden die maximalen Spannung in Y-Richtung (Tabelle 5.3 links) betrachtet. Der CoP zur Berechnung der maximalen Spannung in Y-Richtung ist in Abbildung 5.12 links dargestellt und betrug 66 %. Bei Betrachtung der maximalen Spannung in Y-Richtung war zu erkennen, dass im Vergleich zu den weichgeglühten Näpfen die kaltverfestigten eine mit 17 % deutlich höhere Sensitivität hinsichtlich der Ziehringgeschwindigkeit aufwiesen. Die Simulationsergebnisse zeigten, dass bei Anwendung einer erhöhten Geschwindigkeit von 90 mm/s die im Halbzeug durch Umformwärme entstehende Temperatur bis zu ca. 250 °C erreichte, wohingegen sie bei einer Geschwindigkeit von 16 mm/s nur bei ca. 120 °C lag. Durch Erhöhung der Geschwindigkeit erwärmte sich das Pressteil stärker und schneller, was zu niedrigeren Spannungsbeträgen führte. Den größten Einfluss auf die Höhe der Spannungen wies jedoch mit 45 % der Öffnungswinkel des Ziehrings auf.

Das Metamodell der Abhängigkeit der Spannung in axialer Richtung von den relevanten Einflussparametern wie Öffnungswinkel und Ziehringgeschwindigkeit ist in Abbildung 5.12 dargestellt. Dabei gilt: durch Erhöhung der Geschwindigkeit und Reduzierung des Öffnungswinkels können die maximalen Spannungen in Y-Richtung auf bis zu 700 MPa vermindert werden. Das Abstreckgleitziehen der kaltverfestigten Näpfe wies gegenüber den weichgeglühten Halbzeugen eine um ca. 25 % erhöhte Spannung in axialer Richtung auf. Dieser Spannungswert lag damit nahe der Zugfestigkeit des Werkstückwerkstoffs (Tabelle 4.3).

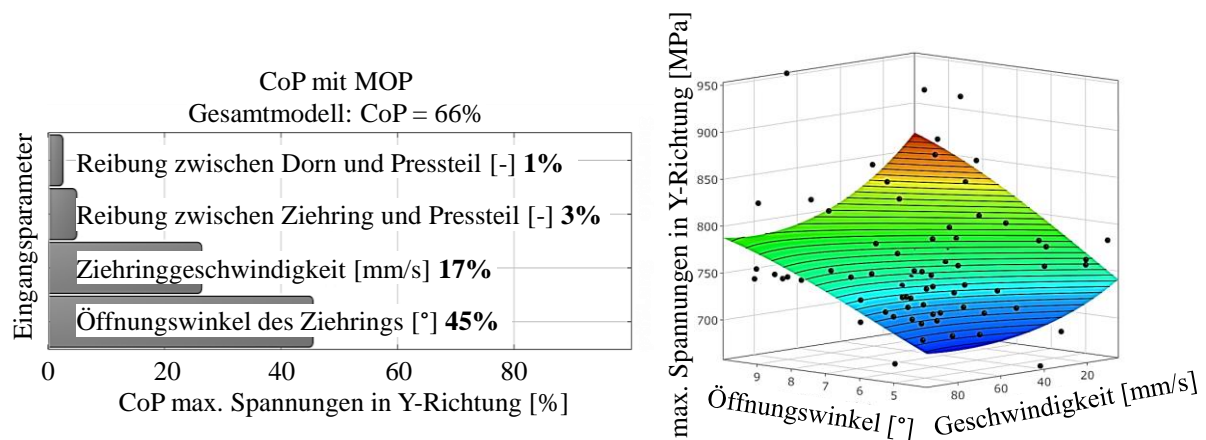


Abbildung 5.12: Links: Relevante Einflussparameter auf die Spannung in Y-Richtung; Rechts: Metamodell der Abhängigkeit der Spannung von Ziehringgeschwindigkeit und Öffnungswinkel

Die für den maximalen Abstand zwischen Dorn und Pressteil (Unterfüllung) relevanten Einflussparameter sind in Abbildung 5.13 links dargestellt. Der CoP und somit die Vorhersagegenauigkeit

des Metamodells betrug 97 %. Die Ergebnisse zeigten, dass die Reibung zwischen Ziehring und Pressteil mit 63 % den größten Einfluss auf die Formfüllung aufwies. Im Gegensatz zu den weichgeglühten Näpfen wies der Öffnungswinkel des Ziehrings mit einem Wert von 18 % ebenfalls einen wesentlichen Einfluss auf die Formfüllung der Innengeometrie auf. Zur Ermittlung der Ursache des Einflusses des Öffnungswinkels wurde die Spannung in X-Richtung (Radialspannung) untersucht (Abbildung 5.13 links). Dabei wurde festgestellt, dass eine Vergrößerung des Öffnungswinkels zu einer Steigerung der radialen Spannung führte. Mit steigender radialer Spannung wurde die auftretende Formfüllung zunehmend verbessert. Der CoP der maximalen Spannungen in X-Richtung ist in Anhang 10.2, Abbildung 10.3 zu finden.

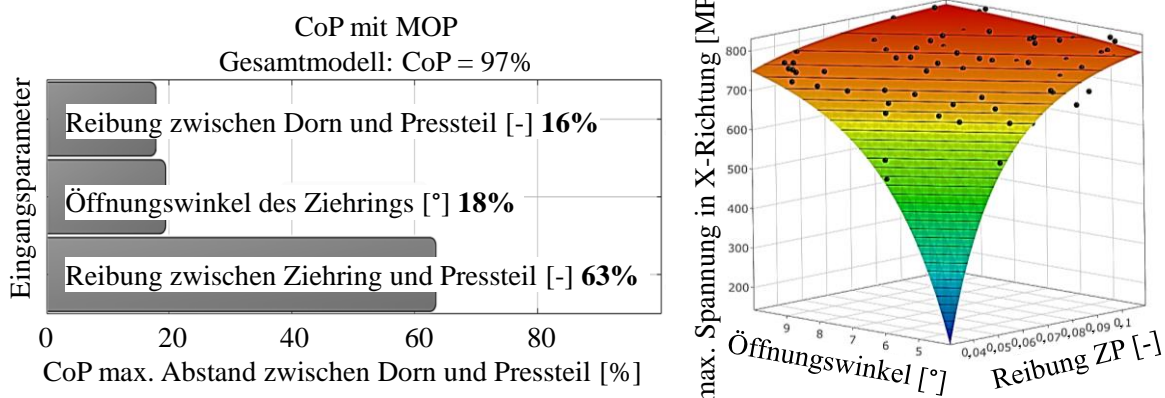


Abbildung 5.13: Links: Relevante Einflussparameter auf die Spannung in X-Richtung; Rechts: Metamodell der Abhängigkeit der radialen Spannung von der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil sowie dem Öffnungswinkel

Abbildung 5.14 links stellt das Metamodell der Abhängigkeit der Formfüllung der Innengeometrie von der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil sowie von dem Öffnungswinkel und rechts von der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil sowie der Reibung zwischen Dorn und Pressteil grafisch dar. Dabei war zu erkennen, dass der maximale Abstand zwischen Dorn und Pressteil mit zunehmender Reibungszahl zwischen Ziehring und Pressteil anstieg. Dies konnte mit einem durch die Steigerung der Haftung zwischen Ziehring und Pressteil begünstigten Werkstofffluss begründet werden. Eine Vergrößerung des Öffnungswinkels führte hingegen zu einer Erhöhung der radialen Spannung und damit zu einer Verbesserung der Formfüllung. Analog zur Analyse der Formfüllung der weichgeglühten Näpfe zeigte die Erhöhung der Reibung zwischen Dorn und Pressteil bei kaltverfestigten Halbzeugen niedrigere Werte der maximalen Abstände zwischen Dorn und Pressteil.

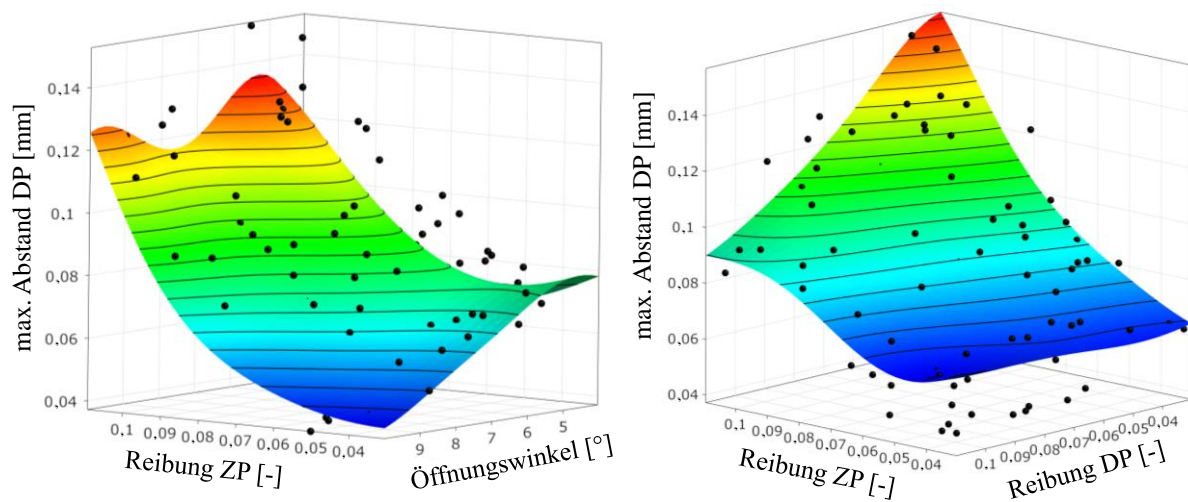


Abbildung 5.14: Metamodell der Abhängigkeit der Formfüllung der Innengeometrie; Links: von Reibung zwischen Ziehring und Pressteil sowie Öffnungswinkel; Rechts: von Reibung zwischen Ziehring und Pressteil sowie Reibung zwischen Dorn und Pressteil

Im Vergleich zu den weichgeglühten Näpfen wiesen die kaltverfestigten Halbzeuge eine um 20 % höhere maximale Umformkraft sowie eine um 25 % höhere axiale Spannung und somit ein höheres Risiko von Bodenreißen auf. Darüber hinaus konnte durch das Abstreckgleitziehen der weichgeglühten Näpfe eine bessere Formfüllung bzw. niedrigere Werte des maximalen Abstandes zwischen Pressteil und Dorn erreicht werden.

5.3.3 Einfluss der Variation der Innengeometrie auf die Formfüllung

Im Stand der Technik sind zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrie durch Abstreckgleitziehen mit einem Verhältnis der Länge zum Innendurchmesser von $L/d > 2,5$ keine eindeutigen Angaben zu Verfahrensgrenzen bezüglich der Formfüllung der Innengeometrie zu finden. Die zur Erreichung einer vollständigen Formfüllung in Abhängigkeit des Profils der Innengeometrie erforderlichen Anpassungen des Umformprozesses wurden bislang wissenschaftlich ebenfalls nicht hinreichend untersucht. Die Verfahrensgrenzen des Abstreckgleitziehens zur Herstellung solcher komplexen helixförmigen Innengeometrien bezüglich der Formfüllung wurden deshalb in diesem Kapitel mithilfe der numerischen Analyse ermittelt. Dabei wurde vor allem die Abhängigkeit der Formfüllung des fertigen Pressteils von den Parametern der Innengeometrie betrachtet.

Zur Erreichung der oben beschriebenen Ziele wurde zunächst das Dornprofil zwecks Erstellung der unterschiedlichen Innengeometrien parametrisiert. Tabelle 5.5 stellt die ausgewählten Parameter und deren Variationsbereich dar. Durch die Variation der Außenradien r_1 konnte entweder ein scharfkantiges oder ein eher gleichmäßiges Profil erstellt werden. Der Parameter t war ausschließlich abhängig vom Schrägungswinkel β . Eine Vergrößerung des Schrägungswinkels β führt zu niedrigeren Werten von t . Im Gegensatz zu den Simulationsrechnungen aus Kapitel 5.3.1, die unter

Verwendung der ursprünglichen Innengeometrie mit einer Rippentiefe von $e = 0,6$ mm durchgeführt wurden, wurden bei dieser Untersuchung absichtlich erhöhte Werte von e berücksichtigt.

Da das Abstreckgleitziehen der weichgeglühten Halbzeuge im Vergleich zu den kaltverfestigten Näpfen eine wesentlich bessere bis vollständige Formfüllung der Innengeometrie aufwies (Kapitel 5.3.1 und 5.3.2), wurde für diese numerischen Untersuchungen nur das Simulationsmodell der weichgeglühten Halbzeuge verwendet. Darüber hinaus wurde in Kapitel 5.3.1 bereits festgestellt, dass der Öffnungswinkel des Ziehrings, die Reibung zwischen Dorn und Pressteil sowie die Reibung zwischen Ziehring und Pressteil einen signifikanten Einfluss auf die Formfüllung der Innengeometrie aufweisen. Diese Parameter wurden deshalb bei der Ermittlung der Formfüllung in Abhängigkeit von der Kontur der Innengeometrie ebenfalls berücksichtigt. Zudem wurde vermutet, dass eine Erhöhung des Umformgrades eine bessere Formfüllung verursachen kann, weshalb der Napfaußendurchmesser ebenfalls variiert wurde. Die numerischen Untersuchungen wurden unter Anwendung des in Tabelle 5.3 dargestellten Simulationsmodells durchgeführt. Dabei wurden als Zielgrößen der Abstand zwischen Dorn und Pressteil sowie der Werkstofffluss analysiert.

Tabelle 5.5: Geometrieparameter des Dornprofils

Profil des Dorns	Parameter	Variationsbereich	Einheit
	Außenradius r_1	2 – 3	[mm]
	Radius r_2	0,45	[mm]
	$t = f$ (Schrägungswinkel β)	15 – 35	[°]
	e, Höhe der Rippe	0,95 – 1,7	[mm]
	Napfaußendurchmesser	27 – 28	[mm]
	Reibung DP μ_1	0,03 – 0,1	[-]
	Reibung ZP μ_2	0,03 – 0,1	[-]
	Öffnungswinkel des Ziehrings	4 – 10	[°]

Der Einfluss des Ziehringöffnungswinkels, der Reibung zwischen Dorn und Pressteil sowie zwischen Ziehring und Pressteil auf die Formfüllung der Innengeometrie wurde im Variationsbereich gemäß Tabelle 5.5 im Rahmen der numerischen Sensitivitätsanalysen untersucht. Zur Überprüfung der Auswirkung der Form der Innengeometrie des Hohlbauteils auf den Einflussgrad dieser Umformparameter wurde die numerische Sensitivitätsanalyse mit drei verschiedenen Innengeometrienkombinationen gemäß Tabelle 5.6 durchgeführt.

Tabelle 5.6: Innengeometrieparameter der numerischen Sensitivitätsanalyse

Parameter	Geometrie I	Geometrie II	Geometrie III
Außenradius r_1	2 mm	2,5 mm	3 mm
$t = f$ (Schrägungswinkel β)	$\beta = 15^\circ$	$\beta = 25^\circ$	$\beta = 35^\circ$
Höhe der Rippe e	0,95 mm	1,4 mm	1,7 mm
Napfdurchmesse	27 mm	27 mm	27 mm
Radius r_2	0,45 mm	0,45 mm	0,45 mm

Die Ergebnisse der in diesem Kapitel durchgeführten numerischen Sensitivitätsanalyse zeigten ähnliche Abhängigkeiten der Formfüllung wie bei weichgeglühten Näpfen. Abbildung 5.15 links stellt den 97 % betragenden CoP und somit die Vorhersagegenauigkeit des Metamodells zur Berechnung des maximalen Abstandes zwischen Pressteil und Dorn bzw. der Formfüllung der Geometrie I dar. Von den betrachteten Einflussfaktoren Ziehringöffnungswinkel, Reibung zwischen Pressteil und Dorn sowie zwischen Ziehring und Pressteil wies der Ziehringöffnungswinkel mit 81 % den größten Einfluss auf die Formfüllung auf. Die Reibung zwischen Dorn und Pressteil sowie zwischen Ziehring und Pressteil zeigten mit 28 % bzw. 37 % einen vergleichsweise geringen Einfluss. Eine Vergrößerung des Öffnungswinkels und die Reduzierung der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil führte dabei zu niedrigeren Werten des radialen Abstandes zwischen Dorn und Pressteil (Abbildung 5.15 rechts). Dies konnte damit begründet werden, dass bei einer solchen Kombination der Einflussparameter eine geringere Kontaktfläche und dadurch niedrigere Haftung zwischen Ziehring und Pressteil entstand, wodurch der radiale Werkstofffluss begünstigt wurde. Zudem verursachte eine Vergrößerung des Öffnungswinkels eine Erhöhung der radialen Spannung, was sich ebenfalls positiv auf die Formfüllung der Innengeometrie auswirkte. Ferner wurde bei Betrachtung des Einflusses der Reibung zwischen Dorn und Pressteil festgestellt, dass mit zunehmenden Werten dieser Reibung der dominante axiale Werkstofffluss behindert und dadurch der radiale begünstigt wurde, was zu einer deutlichen Verbesserung der Formfüllung der Innengeometrie führte.

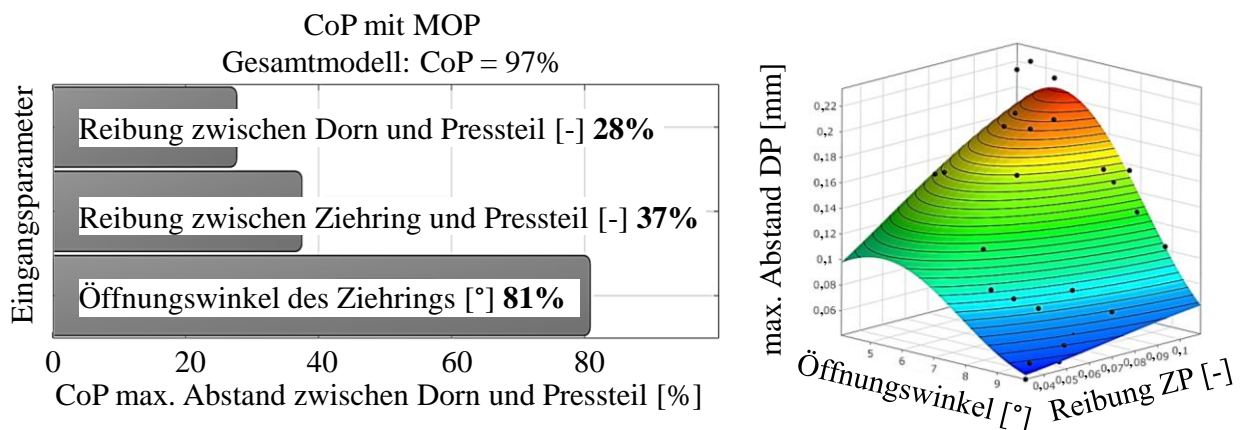


Abbildung 5.15: Links: Relevante Einflussparameter auf den Abstand zwischen Dorn und Pressteil; Rechts: Metamodell der Abhängigkeit des Abstandes zwischen Dorn und Pressteil von Öffnungswinkel und Reibung zwischen Ziehring und Pressteil

Durch Variation der Kontur der Innengeometrie gemäß Tabelle 5.6 wurde erkannt, dass unabhängig von der Form des Innendorns der Einfluss der Eingangsparameter auf die Formfüllung unverändert bleibt. Dabei gilt: durch Vergrößerung des Öffnungswinkels sowie mit zunehmenden Werten der Reibung zwischen Dorn und Pressteil und bei Reduzierung der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil kann die Formfüllung der Innengeometrie deutlich verbessert werden. Aufgrund der ermittelten Ergebnisse wurden die weiteren numerischen Untersuchungen als einzelne Simulationen unter Anwendung der oben genannten Kombination der Eingangsparameter der Innengeometrie (Tabelle 5.5), dem Ziehringöffnungswinkel von 10° , einer Reibungszahl zwischen Dorn und Pressteil $\mu_1 = 0,11$ und einer Reibungszahl zwischen Ziehring und Pressteil $\mu_2 = 0,03$, durchgeführt.

Weiterhin wurde der Einfluss des Außenradius r_1 und des Schrägungswinkels β auf die Formfüllung betrachtet. Da dieses zweidimensionale Simulationsmodell (Tabelle 5.3 links) zum Zweck der Reduzierung der Rechenzeit stark vereinfacht wurde, entsprach die Form der ersten Rippe kaum der Geometrie des Realteils. Aus diesem Grund wurde für die Analyse der am meisten unterfüllte Bereich der Innenkontur, der Bereich der zweiten Rippe, herangezogen. Abbildung 5.16 stellt die Unterfüllung der Innengeometrie in Abhängigkeit des Außenradius r_1 bei einem Schrägungswinkel $\beta = 35^\circ$ dar. Die Simulationsergebnisse wiesen darauf hin, dass eine Reduzierung des Außenradius r_1 bzw. das daraus entstehende scharfkantige Innenprofil eine stärkere Unterfüllung verursachten. Um die Ursache dieser Unterfüllung zu bestimmen, wurde der Werkstofffluss während des Abstreckgleitziehens in der entsprechenden Rippe näher betrachtet. Dabei zeigte sich, dass bei dem Außenradius $r_1 = 3$ mm der Werkstoff nahezu waagrecht zwischen die Rippen floss. Der erste Kontakt zwischen Dorn und Pressteil fand unmittelbar an der oberen und unteren Rippenflanke statt. Bei fortschreitender Bewegung des Zieh rings floss der Werkstoff waagrecht entlang der Rippenflanke in die Kavität hinein und füllte die Innenkontur fast komplett aus. Wurde der Außenradius r_1 kleiner gewählt, traf der Werkstoff zuerst auf die obere Rippenflanke auf und floss dann eher senkrecht in Richtung der unteren Rippenflanke. Der Rippenkopf wurde dabei nicht berührt, sodass eine starke Unterfüllung in diesem Bereich zurückblieb. Ferner wurde festgestellt, dass sich bei der Herstellung des Pressteils unter Anwendung eines Schrägungswinkels $\beta = 35^\circ$ stets mehr als eine Rippe in der Umformzone befand.

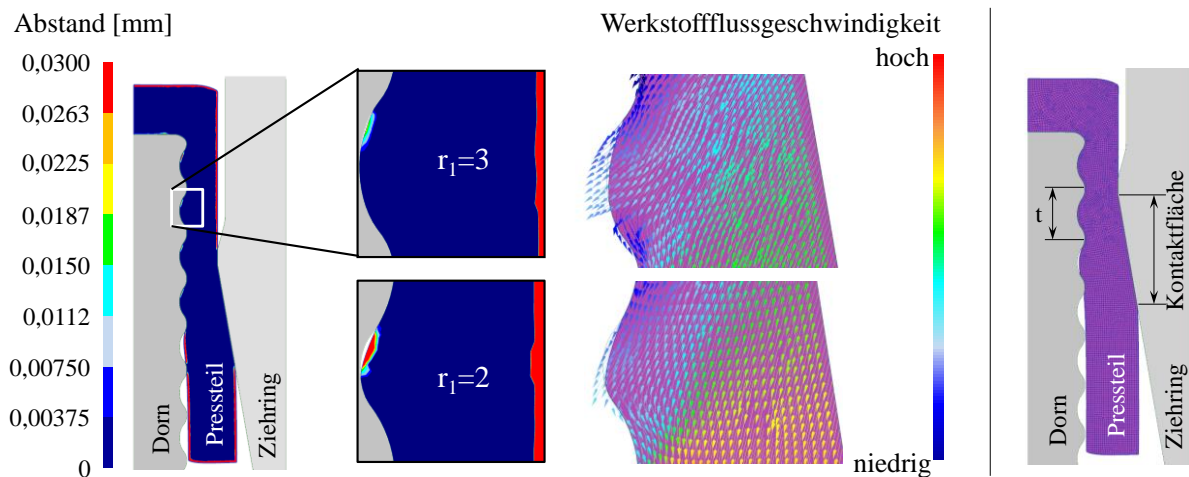


Abbildung 5.16: Links: Abhängigkeit der Unterfüllung der Innengeometrie vom Außenradius r_1 und entsprechender Werkstofffluss bei $\beta = 35^\circ$; Rechts: Verhältnis von t zur Kontaktfläche

Abbildung 5.17 links stellt das Profil der Innengeometrie bei einem Außenradius $r_1 = 3$ mm und einem Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$ dar. Diese Parameter führten zu einem deutlich vergrößerten Verhältnis von t zur Kontaktfläche zwischen Ziehring und Pressteil. Eine Erhöhung des Parameters t und damit auch des genannten Verhältnisses von t zur Kontaktfläche zwischen Ziehring und Pressteil hatte zur Folge, dass sich lediglich eine Rippe in der Umformzone befand und darüber hinaus die Rippenflanken flacher wurden. Dadurch konnte der waagrechte Werkstofffluss in die Kavität begünstigt und die vollständige Formfüllung der Innengeometrie auch bei Anwendung eines Radius $r_1 = 2$ mm erreicht werden. Um die Verfahrensgrenze bezüglich der Vertiefung e zu bestimmen, wurde diese stufenweise bis auf 1,7 mm vergrößert und der Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$ sowie Außenradius $r_1 = 2$ mm gewählt. Das Profil der Innengeometrie ist in Abbildung 5.17 rechts dargestellt. Bei der Bestimmung der diesbezüglichen Verfahrensgrenze wurde festgestellt, dass der Werkstoff bei dem Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$ stets waagrecht in die Kavität hineinfließt und die Formfüllung durch den in der Wand des Halbzeuges bzw. Napfs zur Verfügung stehenden Werkstoff begrenzt war. Bei Erhöhung des Umformgrades bzw. Außendurchmessers des Halbzeuges auf 28 mm war bei einer Vertiefung $e = 1,7$ mm eine vollständige Formfüllung der Innengeometrie zu erkennen. Zur Verbesserung der bei dem Schrägungswinkel $\beta = 35^\circ$ und dem Außenradius $r_1 = 2$ mm erreichten Formfüllung wurde auf Grundlage der ermittelten Abhängigkeiten eine weitere Simulation mit einem Öffnungswinkel von 15° und einem Napfaußendurchmesser von 28 mm durchgeführt. Die Simulationsergebnisse zeigten dabei einen waagrechten Werkstofffluss in den Rippenkopf, woraus eine vollständige Formfüllung der Innengeometrie resultierte.

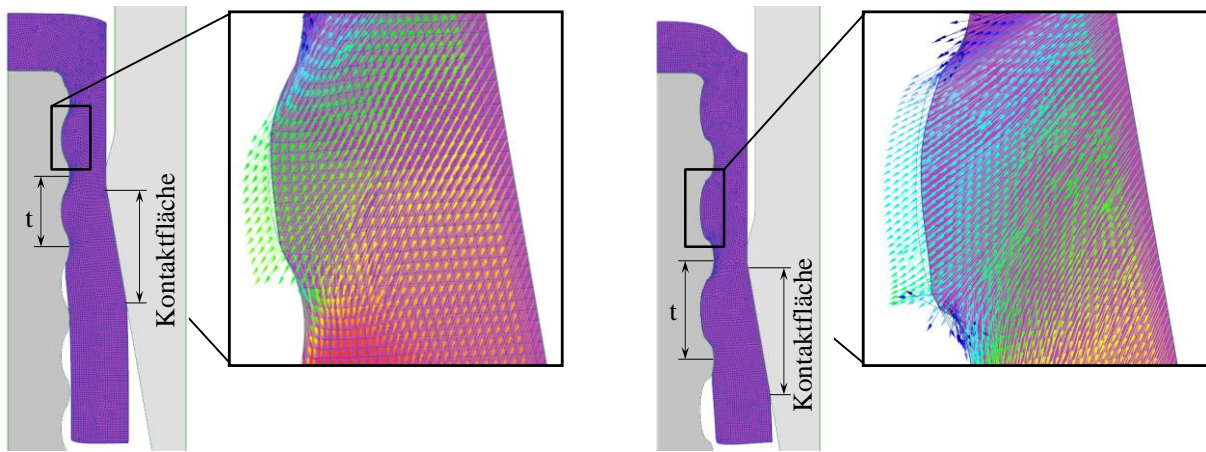


Abbildung 5.17: Innenprofil mit Werkstofffluss in erster Rippe; Links: beim Außenradius $r_1 = 3$ mm, Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$; Rechts: Außenradius $r_1 = 2$ mm, Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$, Vertiefung $e = 1,7$ mm und $\varphi = 0,61$

Zusammenfassend gilt: um eine höhere, kleinere Radien aufweisende Rippe zu erzeugen bzw. die Vertiefung e zu vergrößern und den Außenradius r_1 zu reduzieren, sollte entweder der Schrägungswinkel β möglichst stark verringert oder der Öffnungswinkel des Ziehringes erhöht werden. Diese Maßnahmen haben ein entsprechend zunehmendes Verhältnis t zur Kontaktfläche zwischen Ziehring und Pressteil zur Folge. Eine solche Parameterkombination führt dazu, dass sich nur eine Rippe in der Umformzone befindet und der waagrechte Werkstofffluss in die Kavität begünstigt wird, wodurch eine vollständige Formfüllung erreicht werden kann. Die Vertiefung e ist durch den Umformgrad bzw. das in der Wand des Halbzeuges zur Verfügung stehende Werkstoffvolumen begrenzt. Mit zunehmendem Umformgrad steigen die Werte der Vertiefung e , bei denen ein waagrechter Werkstofffluss umgesetzt werden kann, an. Dabei muss beachtet werden, dass die Verfahrensgrenze des Abstreckgleitziehens bezüglich der Zugfestigkeit nicht überschritten werden darf.

5.3.4 Anwendbarkeit des Abstreckgleitziehens für weitere Innenprofile

Die Anwendbarkeit des Abstreckgleitziehens für weitere Innenprofile wurde im Rahmen weiterer Simulationen numerisch untersucht und die wichtigsten Ergebnisse in [Mis18] veröffentlicht. Zunächst erfolgte darin die Erstellung einer geeigneten Parametrisierung der Bauteilgeometrie (Tabelle 5.7). Um den Einfluss auf die Formfüllung zu ermitteln, wurden die ausgewählten Eingangsparameter der Innengeometrie sowie weitere Parameter bezüglich der Ziehringgestalt und -geschwindigkeit in einem definierten Bereich variiert. Die Bewertung des Einflusses der variierten Parameter auf die Formfüllung der Innengeometrie wurde über die gesamte Bauteilhöhe durchgeführt.

Tabelle 5.7: Geometrieparameter eines alternativen Dornprofils

Profil des Dorns	Parameter	Variationsbereich	Referenz	Einheit
	Anzahl der Rippen	10	10	[-]
	Außendurchmesser d	13,9	13,9	[-]
	Schrägungswinkel	0 – 45	20	[°]
	Rippentiefe e	0,4 – 2,4	0,6	[mm]
	Rippenwinkel α_F	50 - 160	90	[°]
	Kopfradius am Dorn R_0	1,3	1,3	[-]
	Innerer Radius R_1	0,2 – 0,8	0,5	[mm]
	Äußerer Radius R_2	0,2 – 0,8	0,5	[mm]
	Verhältnis l_t/l_b	1/3 - 3	1	[-]
	Ziehringdurchmesser	19 - 24	22	[mm]
	Fließbundlänge	2 - 15	2	[mm]
	Abstreckwinkel	4 - 26	7	[°]
	Abstreckgeschwindigkeit	10 - 130	50	[mm/s]
	Reibungszahl μ	0,02 – 0,12	0,07	[n. C.]
	Napfaußendurchmesser	23,5 - 28	27	[mm]

Durch Betrachtung des Grenz- bzw. Flachprofils ($\alpha_F = 0$) soll ein kurzer Überblick über die zu erwartenden Ergebnisse gewonnen werden. Bei der numerischen Untersuchung des Flachprofils wurde festgestellt, dass beim Abstreckgleitziehen dieser Kontur eine Faltenbildung an der oberen Rippenflanke auftrat. Abbildung 5.18 links zeigt die Stelle der durch den ungünstigen Werkstofffluss verursachten Faltenbildung. Der Werkstoff traf dabei zuerst auf den unteren äußeren Radius der Kavität am Dorn, sodass sich ein geteilter Werkstofffluss in axialer und radialer Richtung einstellte. Der radiale Werkstofffluss teilte sich wiederum in einen zu den Enden der Rippe abnehmenden Werkstofffluss über die gesamte Rippenkavität und in einen lokal fließenden Werkstofffluss entlang der unteren Rippenflanke. Der lokale Werkstofffluss wies dabei eine höhere radiale Fließgeschwindigkeit auf, sodass dieser als erster den Rippenkopf erreichte und über den inneren Rippenradius umgelenkt wurde. Der sich ausbildende Grat traf erneut auf den Werkstoff auf und schloss dadurch einen Hohlraum ein bzw. bildete eine Falte. Eine Faltenbildung beim Umformprozess stellt eine Schwächung des Bauteilquerschnitts und somit auch der Widerstandsfähigkeit gegen Belastungen dar und ist dementsprechend zu vermeiden. Vor allem in der Massivumformung können sich Falten an der Oberfläche wieder verschließen, wodurch sie bei einer Sichtkontrolle nicht zu erkennen sind.

Die Bewertung der Formfüllung erfolgte durch die Betrachtung des Abstandes zwischen Dorn und Pressteil über die gesamte Bauteilhöhe. Ein Beispiel dieses Verlaufes ist in Abbildung 5.18 rechts dargestellt. Die untersuchten kantigen Innenprofile wiesen dabei stets einen unterfüllten Bereich

an der oberen Rippenflanke auf, der in der Abbildung durch die stark ausgeprägten Maxima des Abstandes zwischen Pressteil und Dorn erkennbar ist.

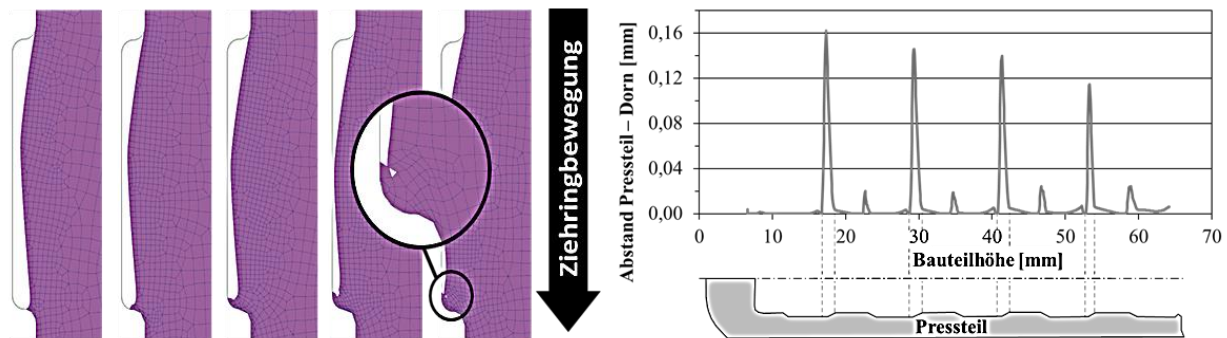


Abbildung 5.18: Links: Faltenbildung am Flachprofil; Rechts: Unterfüllung entlang der Pressteillänge am Flachprofil

Als wesentliches Merkmal der Formfüllung stellte sich dabei der jeweils größte Abstand zwischen Dorn und Pressteil an den einzelnen Rippen heraus, weshalb dieser im Folgenden als Hauptbewertungskriterium angewendet wurde. Eine Übersicht nach diesem Kriterium bewerteter Parameter befindet sich in Abbildung 5.19. Die Parameter wurden ausgehend von einer Referenzkontur einzeln variiert und die Veränderung des maximalen Abstandes prozentual auf diese bezogen. Die Balken stellen den über den gesamten Variationsbereich erzielten Bereich der Veränderung dar. Der negative Prozentbereich beziffert eine Verbesserung der Formfüllung bzw. eine Verringerung des maximalen Abstandes zwischen Dorn und Pressteil, der positive Prozentbereich entsprechend umgekehrt. Der Einfluss der als signifikant beurteilten Parameter Rippenwinkel α_F , Napf- und Ziehringdurchmesser, Rippentiefe e sowie Öffnungswinkel des Ziehriings (Abbildung 5.19) wird nachfolgend näher betrachtet. Die restlichen aufgeführten Parameter werden aufgrund geringer Einflusswerte nicht weiter berücksichtigt.

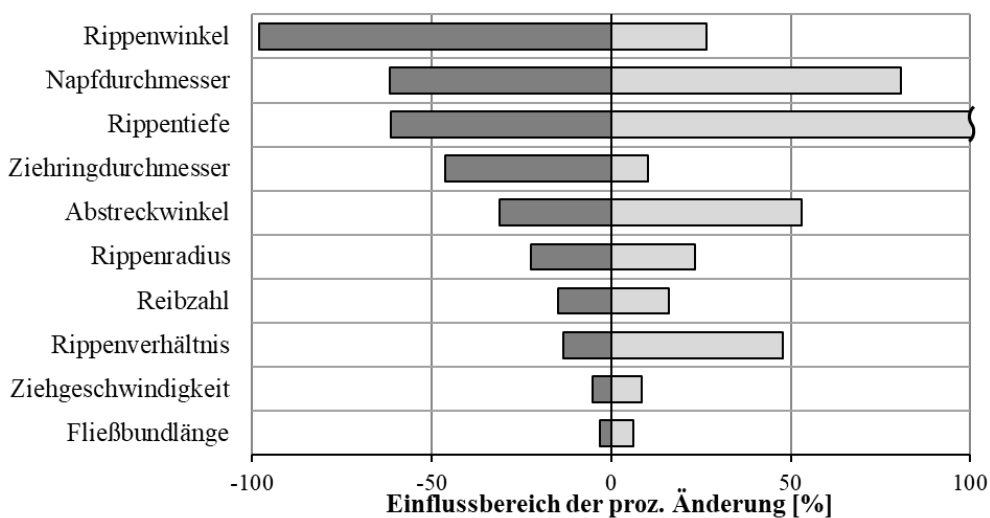


Abbildung 5.19: Einflussbereich der prozentual auf eine Referenzkontur bezogenen Parameter

Die besonders einflussreichen Parameter Ziehring- und Napfdurchmesser sowie Öffnungswinkel des Ziehtrings wiesen in Bezug auf Formfüllung ähnliche Verhaltensweisen auf. Der geringste Abstand zwischen Dorn und Pressteil wurde unter Einbeziehung des Öffnungswinkels bei einer der Rippenhöhe entsprechenden Höhe der Kontaktfläche des Pressteils mit der Ziehtringschrägen bei einem Umformgrad $\varphi = 0,27$ erreicht. In diesem Fall lag, wie in Abbildung 5.20 links für einen Napfdurchmesser von 24,5 mm dargestellt, ein radialer Werkstofffluss in die Rippenkavität vor. Eine Unterfüllung an der oberen Rippenflanke konnte dadurch weitestgehend vermieden werden. Überstieg die Höhe der Kontaktfläche am Ziehring wie bei dem in Abbildung 5.20 rechts abgebildeten Napfdurchmesser von 27,0 mm die Rippentiefe, befanden sich stets zwei Rippen des Dorns in Kontakt mit dem Pressteil und der Werkstofffluss wies einen höheren senkrechten Anteil auf. Die Folge war eine Unterfüllung an der oberen Rippenflanke und eine Verringerung der Formfüllung.

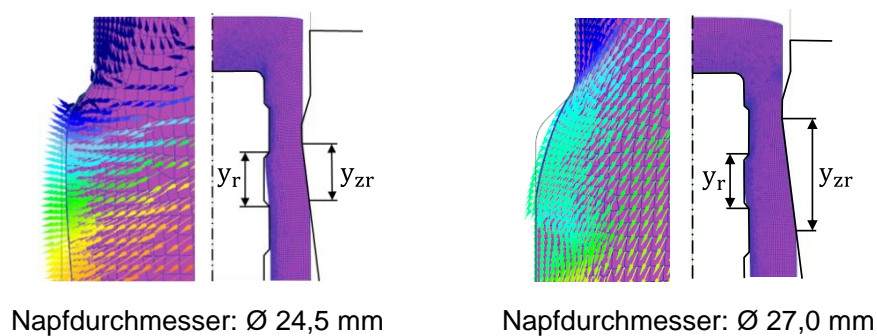


Abbildung 5.20: Links: Werkstofffluss bei einem Napfaußendurchmesser von 24,5 mm; Rechts: Werkstofffluss bei einem Napfaußendurchmesser von 27,0 mm

Eine Erhöhung des Rippenwinkels führte zu einer zunehmenden Annäherung an ein Rundprofil (Kapitel 5.3.3), wodurch Einfluss auf die Formfüllung genommen werden konnte. Je größer der Rippenwinkel, desto geringer stellte sich der maximale Abstand zwischen Dorn und Pressteil ein. Bei besonders flachen Winkeln ließ dieser Effekt nach, die bei Betrachtung des Flachprofils bereits erwähnte Faltenbildung trat auf und begrenzte den Umformprozess. Eine zu hohe Rippentiefe e stellte eine weitere Verfahrensgrenze dar. Bei Variation der Rippentiefe wurde festgestellt, dass bei Überschreitung einer spezifischen Rippentiefe in Abhängigkeit von Rippenlänge y_r (Abbildung 5.20) und Umformgrad, der Werkstoff keinen Dornkontakt über die gesamte Rippenkavität ausbilden kann. Eine weitere Steigerung der Rippentiefe führte somit zu starken Unterfüllungen. In dem untersuchten Variationsbereich erreichten diese bis zu 600 % des Abstandes der Referenzkontur. Weitere Ergebnisse können Anhang 10.2, Abbildung 10.4 – Abbildung 10.6 entnommen werden.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass durch Variation der Geometrie- und Prozessparameter Einfluss auf die Formfüllung genommen werden kann. Als besonders dominant erwies

sich das Verhältnis zwischen Rippenlänge und Höhe der Kontaktfläche zwischen Zieh ringschräge und Pressteil, welches sich durch den Napfaußen- und Zieh ringdurchmesser sowie den Öffnungswinkel des Zieh rings beeinflussen ließ. Durch eine gezielte Anpassung dieser Parameter ließ sich mittels eines besonders günstigen bzw. waagerechten Werkstoffflusses ein Optimum der Formfüllung erzielen. Bei Umsetzung von kleine Radien aufweisenden Innengeometrien mit flachen Rippenwinkeln musste die Gefahr der Faltenbildung berücksichtigt werden. Darüber hinaus konnten Innengeometrien mit im Vergleich zur Rippenlänge großen Rippentiefen eine starke Verringerung der Formfüllung zur Folge haben.

5.4 Anpassung des Simulationsmodells an das nachfolgende Ausstoßen

Als Ergebnis der in Kapitel 5.1 bis 5.3 durchgeführten numerischen Untersuchungen wurde für weitere Simulationen des Abstreckgleitziehens und nachfolgenden Ausstoßens ein Zieh ringöffnungswinkel von 7° und ein Halbzeug mit einem Außendurchmesser von 27 mm gewählt. Mit diesen Parametern konnte ohne Überschreitung der Zugfestigkeit des Werkstoffs eine ausreichende Formfüllung der Innengeometrie erreicht werden. Zur Durchführung der numerischen Untersuchungen des Ausstoßens des Pressteils nach der Umformung wurde die Umformsimulation unter Berücksichtigung des elastischen Anteils des Dorns und Pressteils durchgeführt. Des Weiteren wurde die Kontaktfläche zwischen Dorn und Pressteil detailliert abgebildet. Aufgrund der nicht-rotationssymmetrischen Kontur der Innengeometrie, welche einen signifikanten Einfluss auf die simulative Abbildung des Ausstoßens aufweist, war für die numerischen Untersuchungen ein dreidimensionales Simulationsmodell mit Newton-Raphson Iteration erforderlich. Bei der Simulation wurde der Dorn als elastisch, das Pressteil elastisch-plastisch und der Zieh ring starr modelliert. Um die numerischen Untersuchungen realitätsnah durchführen zu können, wurde darüber hinaus zunächst das Napf-Rückwärts-Fließpressen simuliert. Bei der Übernahme nach dem NRFP in das nachfolgende Abstreckgleitziehen wurden die auftretenden Dehnungswerte im Halbzeug gelöscht, um einen Weichglühprozess zwischen NRFP und Abstreckgleitziehen abzubilden.

Zur Reduzierung der Rechenzeiten wurden Napf und Dorn in den dreidimensionalen FE-Simulationen mit einer strukturierten Diskretisierung vernetzt. Die Vernetzung wurde mithilfe der Vernetzungsfunktion „Mesh Windows“ im Kontaktbereich mit dem Dorn weiter diskretisiert. Die relative Elementgröße im Halbzeug sowie im Dorn wurde mit 0,6 mm Kantenlänge festgelegt, wobei für eine feine Abbildung des Kontaktbereiches zwischen Halbzeug und Dorn ein Verhältnis von 0,6:0,2 gewählt wurde. Das aufgebaute Simulationsmodell ist in Abbildung 5.21 dargestellt.

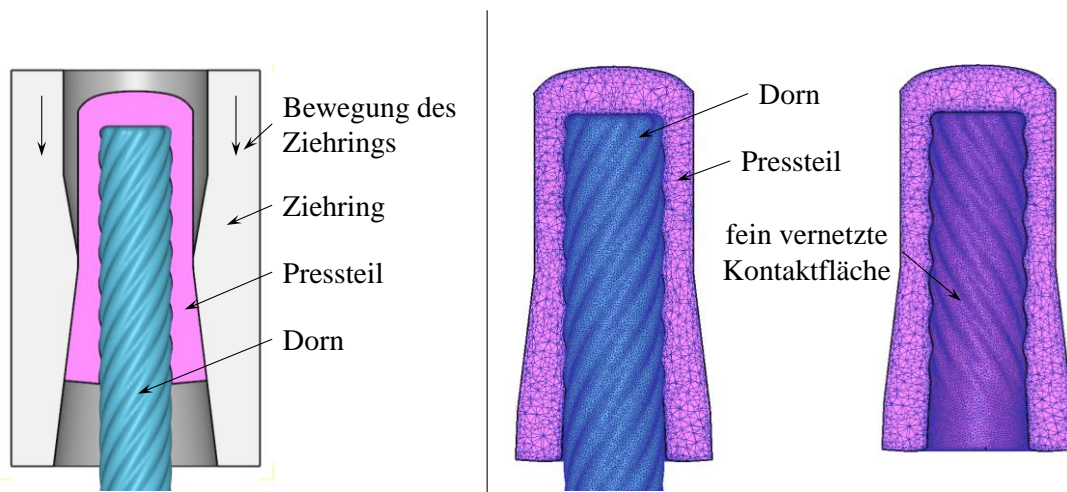


Abbildung 5.21: Links: Umformsimulationsmodell; Rechts: Vernetzung des Napfes und Dorns (Elementgröße 0,6 mm)

Um die tribologischen Verhältnisse zwischen Pressteil und Werkzeug bei der Simulation des Umformprozesses so genau und realitätsnah wie möglich abzubilden, wurde analog zu vorigen Simulationen eine Reibungszahl von $\mu = 0,07$ gewählt. Die weiteren in den numerischen Untersuchungen in DEFORM[®] verwendeten Parameter sind in Tabelle 5.8 aufgelistet.

Tabelle 5.8: Bei der Simulation in DEFORM[®] verwendete Parameter

Parameter	Wert	Parameter	Wert
Schrägungswinkel β	35°	Halbzeug	elast.-plastisch
Nutanzahl	10	Dorn	elastisch
Profilradius d_1	2,7	Ziehring	starr
Profilradius d_2	4,1	Geschwindigkeit	50 [mm/s]
Werkstoff Halbzeug	16MnCr5	Elementanzahl Napf	300.000
Werkstoffzustand	FP-Zustand	Elementanzahl Dorn	300.000
Werkstoff Dorn	1.3343	Reibung	Coulomb 0,07

Bei Betrachtung der Simulationsergebnisse wurde eine Rückfederung des Pressteils nach dem Austritt aus der Umformzone beobachtet. Während des Umformprozesses trat durch in der Umformzone entstehende radiale Druckspannungen ein vollständiger Kontakt zwischen Dorn und Pressteil auf. Nach dem Austritt aus der Umformzone wurde das Pressteil entlastet und es erfolgte eine Rückfederung in radialer Richtung. Abbildung 5.22 links zeigt die Kontaktpunkte zwischen Dorn und Pressteil während des Umformprozesses. Weiterhin wurde die axiale Spannung in Z - Richtung, welche die auftretende Zugspannung im gefährdeten Querschnitt beschreibt, analysiert. Die Simulationsergebnisse zeigten, dass das Risiko eines Bodenreißers bei Halbzeugen mit einem Außendurchmesser von 27,0 mm unter Anwendung eines Öffnungswinkels von 7° vollständig vermieden werden kann. Die maximale Ziehringkraft betrug dabei ca. 162 kN. Abbildung 5.22 rechts zeigt die Verteilung der axialen Spannung im Pressteil während und nach dem Abstreckgleitziehen. Aus der Abbildung ist ersichtlich, dass im Bereich des Öffnungswinkels im Nutzenbereich Druckspannungen von bis zu ca. 1.000 MPa und mit ca. 500 MPa vergleichsweise niedrige

Zugspannungen im Rippenbereich auftraten. Im für die weiteren Simulationen des Ausstoßens verwendeten entlasteten Zustand nach dem Abstreckgleitziehen betrug die Druckspannung im Randbereich ca. 300 MPa und ca. 100 MPa im Bereich des Innenprofils.

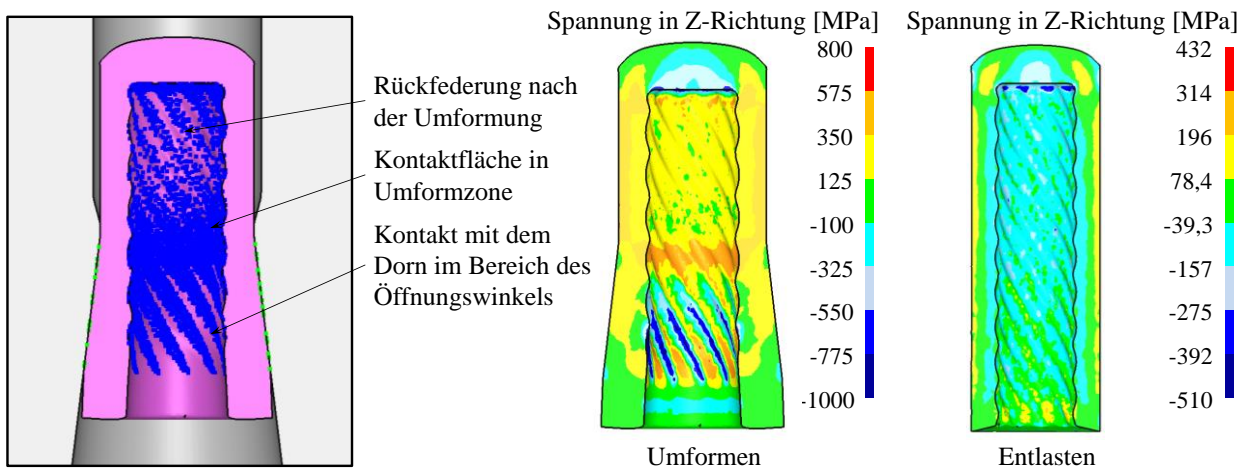


Abbildung 5.22: Links: Kontaktpunkte im Pressteil während der Umformung; Rechts: Axiale Spannung in Z-Richtung während und nach der Umformung

Die Formfüllung der Innengeometrie wurde mithilfe des Abstandes zwischen Pressteil und Dorn in DEFORM[®] betrachtet (Abbildung 5.23 links). Wie in Kapitel 5.1 und 5.3 dargestellt, befanden sich die Maxima der Unterfüllung im Bereich der ersten Rippe. Dies konnte auf die Temperaturverteilung im Pressteil zurückgeführt werden (Abbildung 5.23 rechts). Die größten Umformgrade traten am Anfang des Umformprozesses auf und verursachten eine Temperaturerhöhung auf bis zu 190 °C. Bei fortschreitender Bewegung des Ziehrings nahm die Temperatur aufgrund einer Vergrößerung der Kontaktfläche zwischen Dorn und Pressteil, was zu zunehmendem Wärmeabfluss ins Werkzeug führt, kontinuierlich ab. Im Bereich der ersten Rippe blieb sie auch nach der Entlastung im Vergleich zur gesamten Bauteilhöhe relativ hoch. Eine solche lokale Erwärmung des Pressteils begünstigte den Werkstofffluss in axialer Richtung und verursachte dadurch eine starke Unterfüllung im Bereich der ersten Rippe. Die Bereiche mit niedrigen Temperaturen wiesen eine bessere Formfüllung auf. Abbildung 5.23 links veranschaulicht, dass nach dem Entlasten kaum Kontakt zwischen Dorn und Pressteil im Nutenbereich der ersten Rippe zu beobachten war. Dieses numerisch durch Abstreckgleitziehen erzeugte Pressteil wurde im entlasteten Zustand für die Durchführung der Simulation des nachfolgenden Ausstoßens übernommen.

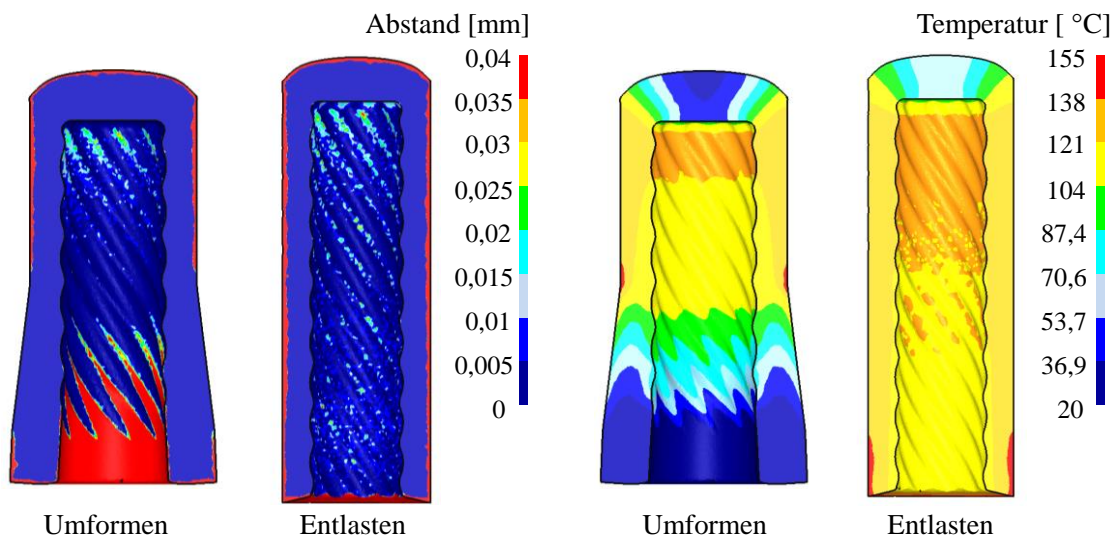


Abbildung 5.23: Links: Abstand zwischen Dorn und Pressteil; Rechts: Temperaturverteilung im Pressteil während und nach der Umformung

Die Ergebnisse der durchgeführten dreidimensionalen Simulationen stimmen mit den im vorigen Kapitel ermittelten Abhängigkeiten überein. Bei Umformung von Halbzeugen mit einem Außendurchmesser von 27,0 mm unter Anwendung eines Ziehringöffnungswinkels von 7° trat kein Bodenreißer auf. Die Betrachtung des Abstands zwischen Dorn und Pressteil in diesem Kapitel zeigte, wie auch in der zweidimensionalen Simulation, mit steigender Entfernung vom Bodenbereich eine Verbesserung der Formfüllung der Innengeometrie. Grad und Verteilung der Formfüllung waren in beiden Simulationen nahezu identisch. Daraus konnte geschlossen werden, dass die zweidimensionale Simulation ohne Berücksichtigung des Werkstoffflusses in tangentialer Richtung entlang der Rippenkontur für die Analyse der Formfüllung geeignet ist. Die entlastete Geometrie nach dem Abstreckgleitziehen wurde in die FE-Modellierung des Ausstoßens übernommen.

5.5 Numerische Untersuchungen des Ausstoßens

Nach der Simulation des Abstreckgleitziehens wurde die numerische Untersuchung des Ausstoßens des Pressteils vom Dorn durchgeführt. Dafür wurde das Pressteil entlastet und der Ziehring bei der Simulation durch einen Auswerfer ersetzt. Abbildung 5.24 links stellt das für die Durchführung des Ausstoßens aufgebaute Simulationsmodell dar. Die weiteren Simulationsparameter wurden vom Abstreckgleitziehen (Tabelle 5.8) übernommen. Dazu wurde eine Auswerfergeschwindigkeit von 50 mm/s gewählt.

Bei der Auswertung der Simulationsergebnisse wurde zunächst die Auswerferkraft betrachtet. Die numerisch berechnete Auswerferkraft über dem Auswerferweg ist in Abbildung 5.24 rechts dargestellt. Dabei war mit fortschreitendem Auswerferweg ein Kraftabfall zu erkennen. Die maximale Auswerferkraft betrug ca. 16,5 kN und trat zu Beginn des Ausstoßprozesses auf, da in diesem

Moment die Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn am größten ist. Das Pressteil wurde während der Auswerferbewegung, da sich immer weniger Knotenpunkte des Pressteils in Kontakt mit dem Dorn befanden, vom Dorn gelöst, was eine kontinuierliche Kraftsenkung zur Folge hatte.

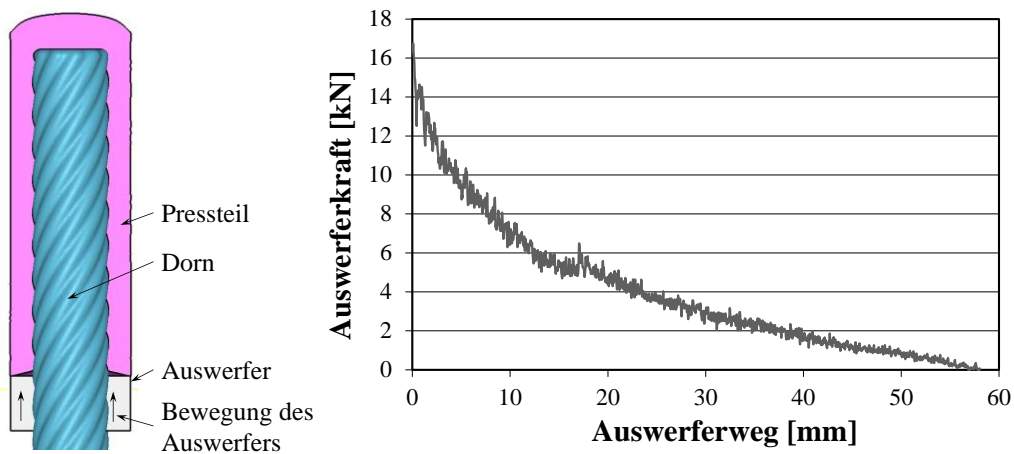


Abbildung 5.24: Links: Simulationsmodell des Ausstoßens; Rechts: Kraft-Weg-Verlauf beim Ausstoßen

Darüber hinaus wurde die Pressteilgeschwindigkeit während des Ausstoßens betrachtet. Dabei wurde festgestellt, dass das Pressteil durch den Auswerfer eine axiale Kraft an seiner Stirnfläche erfährt, die sich aufgrund der helixförmigen Innengeometrie in eine rotatorische und axiale Kraftkomponente aufteilt. Durch die Wirkung einer solchen Kraftaufteilung wurde das Pressteil in axialer Richtung verschoben (v_1) und um die Z-Achse gedreht (v_2). Die Bewegung des Pressteils während des Ausstoßens ist mithilfe von Geschwindigkeitsvektoren v_1 und v_2 in Abbildung 5.25 links dargestellt. Um festzustellen, ob ein schädigungsfreies Ausstoßen stattfand, wurde außerdem die Dehnungsverteilung im Pressteil analysiert. Abbildung 5.25 rechts zeigt die Dehnungsverteilung im Pressteil nach dem Abstreckgleitziehen und nach dem Ausstoßen. In der Abbildung ist zu erkennen, dass die Dehnungswerte während des Ausstoßens unverändert blieben, was einem schädigungsfreien Ausstoßen des Pressteils ohne plastische Verformung der Innenkontur entspricht.

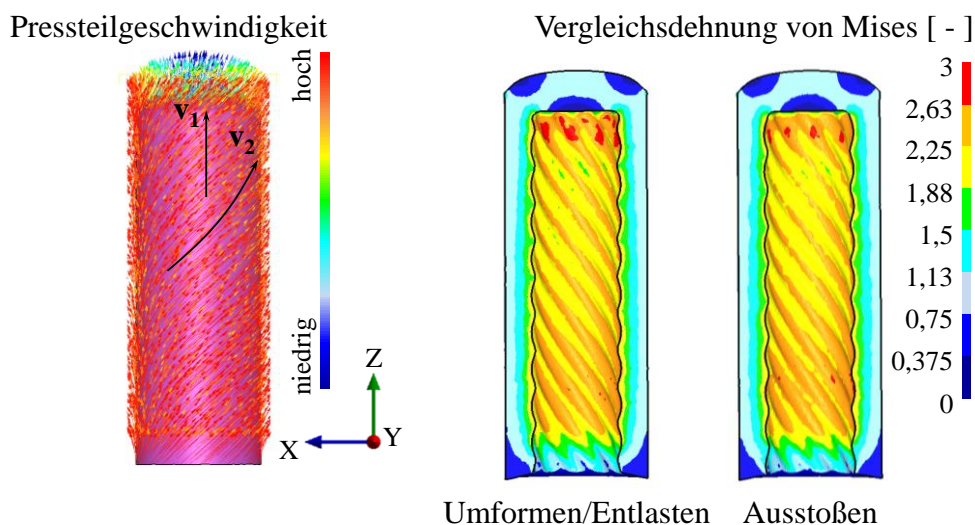


Abbildung 5.25: Links: Bewegung des Pressteils während des Ausstoßens; Rechts: Vergleichsdehnungsverteilung im Pressteil nach dem Umformen und Ausstoßen

Aufgrund des hohen Zeitaufwandes zur Durchführung einer mehrstufigen dreidimensionalen Umformsimulation mit einem fein vernetzten elastisch-plastischen Pressteil und einem elastischen Dorn wurde der Einfluss der verschiedenen Profile der Innengeometrie auf das Ausstoßen in der vorliegenden Arbeit nicht untersucht. Es wurde jedoch die Auswerfergeschwindigkeit, die Reibung zwischen Dorn und Pressteil sowie zwischen Pressteil und Auswerfer variiert, um die Abhängigkeit der Auswerferkraft von diesen Parametern zu bestimmen. Zunächst wurde der Einfluss der Auswerfergeschwindigkeit im Bereich zwischen 18 und 90 mm/s auf die maximale Auswerferkraft untersucht. Hierbei zeigte sich, dass die Auswerferkraft durch die Auswerfergeschwindigkeit kaum beeinflusst wird. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurden die weiteren numerischen Untersuchungen mit einer Auswerfergeschwindigkeit von 78 mm/s durchgeführt.

Abbildung 5.26 links stellt die Abhängigkeit der maximalen Auswerferkraft von den Reibungszahlen zwischen Pressteil und Dorn bzw. Pressteil und Auswerfer, welche im Bereich zwischen 0,03 und 0,15 bzw. 0 und 0,1 variiert wurden, grafisch dar. Um den Einfluss der Reibung zwischen Pressteil und Dorn singularär betrachten zu können, wurde zunächst eine Reibung von null zwischen Auswerfer und Pressteil angenommen. Die Ergebnisse dieser Betrachtung wiesen darauf hin, dass die Variation der Reibungszahl zwischen Pressteil und Dorn keinen nennenswerten Einfluss auf die Änderung der maximalen Auswerferkraft aufweist. Dies ließ sich anhand der Analyse der sich kaum verändernden Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn erklären. Die Knotenpunkte zwischen Pressteil und Dorn beim Ausstoßen nach dem Entlasten sind in Abbildung 5.26 rechts dargestellt. Nach dem Abstreckgleitziehen fand eine starke Rückfederung des Pressteils statt, wodurch der Kontakt zwischen Pressteil und Dorn nur an wenigen Knotenpunkten beibehalten wurde. Der Einfluss der Reibung kann bei einer solchen geringen Kontaktfläche dadurch als geringfügig erachtet werden. Weiterhin zeigt Abbildung 5.26 links, dass die Unterstellung einer höheren Reibungszahl zwischen Auswerfer und Pressteil von 0,1 zu einer Steigerung der maximalen Auswerferkraft um ca. 20 % führte. Darüber hinaus wurde der Einfluss der Umformwärme auf die Auswerferkraft mittels Zurücksetzung der Temperatur des Pressteils auf 20 °C ermittelt. Eine Abkühlung des Pressteils verursachte eine Erhöhung der Auswerferkraft um ca. 8 %.

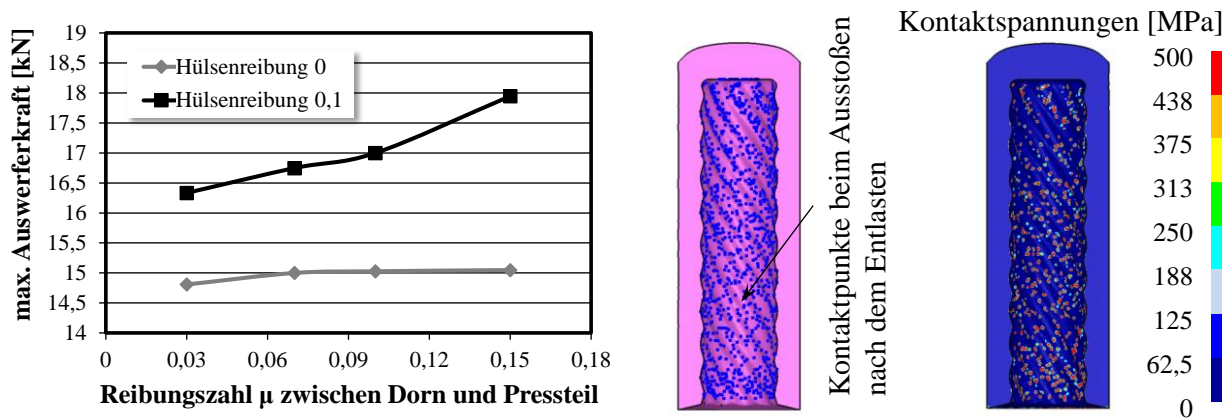


Abbildung 5.26: Links: Abhängigkeit der maximalen Auswerferkräfte bei Variation der Reibungszahlen zwischen Pressteil und Dorn sowie Pressteil und Auswerfer; Rechts: Knotenpunkte und Kontaktspannungen zwischen Pressteil und Dorn

In diesem Abschnitt wurde das Ausstoßen vom Hohlbauteil mit einem Schrägungswinkel der helixförmigen Innengeometrie von 35° numerisch untersucht. Die Simulationsergebnisse wiesen beim Ausstoßen eine axiale und rotatorische Bewegung des Pressteils auf, was ein schädigungsfreies Ausstoßen ermöglichte. Außerdem wurde der Verlauf der Auswerferkraft betrachtet. Das Maximum der Auswerferkraft trat dabei zu Beginn des Ausstoßens auf und betrug ca. 16,5 kN. Eine Reduzierung der Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn führte zu einer Abnahme der Auswerferkraft. Darüber hinaus wurde die Auswerferkraft in Abhängigkeit von der Reibung zwischen Pressteil und Dorn sowie zwischen Pressteil und Auswerfer untersucht. Da nach dem Entlasten nur eine geringe Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn bestand, wies die Variation der Reibungszahl zwischen Pressteil und Dorn keinen erwähnenswerten Einfluss auf die Änderung der maximalen Auswerferkraft auf. Unter der Annahme einer höheren Reibungszahl zwischen Auswerfer und Pressteil stieg die maximale Auswerferkraft jedoch um ca. 20 % an.

5.6 Analytische Betrachtung der Verfahrensgrenze beim Ausstoßen

Da dreidimensionale Umformsimulationen mit sehr hohen Elementanzahlen in der Kaltmassivumformung überaus zeitaufwändig sind, wurde in diesem Abschnitt die maximale Auswerferkraft analytisch berechnet. Des Weiteren wurde die Verfahrensgrenze des Ausstoßens bzw. die maximalen Werte des Schrägungswinkels der Innengeometrie, bei denen das Ausstoßen ohne Beschädigung der Innenkontur noch möglich ist, analytisch ermittelt.

Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen des Abstreckgleitziehens der vorherigen Kapitel zeigten, dass die komplexe helixförmige Geometrie des Dorns auf den Innendurchmesser des Halbzeuges übertragen wird. Die Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn wies dabei aufgrund der herrschenden radialen Drucknormalspannungen und elastischen Verspannung sowohl einen Formschluss als auch einen Reibschluss auf. Für die analytische Berechnung der maximalen Aus-

werferkraft wurden deshalb zunächst die in der Kontaktfläche beim Ausstoßen wirkenden Spannungen gemäß [Sad90, Sad92] betrachtet. Abbildung 5.27 stellt die im Kontaktbereich zwischen Pressteil und Dorn nach der Umformung, vor dem Ausstoßen herrschenden Reibschub- (τ_s) und rückfederungsbedingten Normaldruckspannungen (q) schematisch dar.

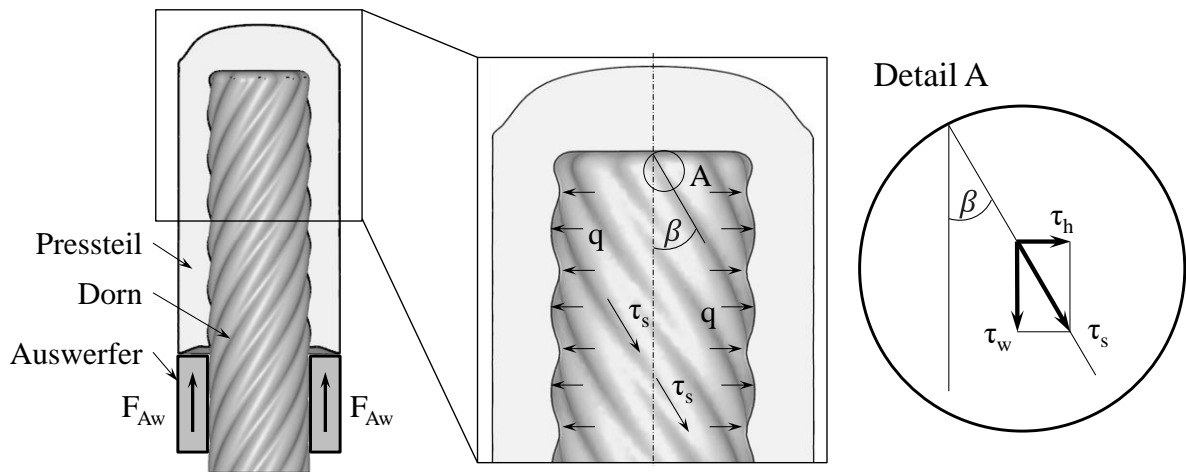


Abbildung 5.27: Ausstoßen des helixförmigen Pressteils mit in der Kontaktfläche wirkenden Reibschubspannungen τ_s

Nach dem Abstreckgleitziehen wirken die radialen Druckspannungen q im Kontaktbereich zwischen Pressteil und Dorn über die gesamte Länge der Pressteilinnenengeometrie. Beim Ausstoßen drückt der Auswerfer mit einer axialen Kraft F_{aw} gegen die Stirnfläche des Pressteils. Damit sich das Pressteil vom Dorn löst und sich entlang der Rippen vom selbigen dreht, muss die an der Pressteilinnenkontur wirkende Reibungskraft überwunden werden. Die benötigte Auswerferkraft lässt sich über die Gleichung (2.8) näherungsweise berechnen. Die Berechnung der Reibschubspannung τ_s erfolgt dabei über den Schrägungswinkel β der Innengeometrie und den vertikalen Anteil der Reibschubspannung τ_w . Da beim Abstreckgleitziehen lediglich niedrige Kontaktspannungen ($q < 1,3 \sigma_0$) auftreten, wurde für die analytische Berechnung das Coulombsche Reibungsgesetz verwendet (Gleichung 2.5). Die Auswerferkraft wurde gemäß des Coulombschen Reibungsgesetzes in Abhängigkeit von der Reibungszahl μ , dem Faktor α_K und der Normalspannung zwischen Pressteil und Dorn q sowie zwischen Pressteil und Auswerferhülse q_h (Anhang 10.2, Abbildung 10.7) ermittelt. Bei der Entlastung des Pressteils nach dem Abstreckgleitziehen federt das Pressteil in radialer Richtung stark zurück, wobei der Faktor α_K das Verhältnis der scheinbaren Kontaktfläche zur realen Kontaktfläche des Pressteils mit dem Dorn darstellt. Die maximale Auswerferkraft kann somit durch die Gleichung 5.2 ermittelt werden.

$$F_{Aw} = \frac{\mu \cdot q \cdot \alpha_K}{\cos \beta} \cdot A_F + \mu \cdot q_h \cdot A_h \quad (5.2)$$

Die scheinbare Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn kann anhand der geometrischen Zusammenhänge der in Abbildung 5.28 dargestellten Parameter der Innengeometrie durch Gleichung

(5.3) berechnet werden. Für die Bestimmung der Auswerferkraft sind des Weiteren die werkstoff- bzw. prozessspezifischen Werte wie μ , α_K und Normalspannungen q , q_h nach dem Entlasten erforderlich. Um die numerisch ermittelte Auswerferkraft mit der analytisch ermittelten vergleichen zu können, wurde bei den analytischen Berechnungen eine Reibung von $\mu = 0,07$ und eine Normalspannung in Höhe von 500 MPa (Abbildung 5.26 rechts) angenommen. Der Faktor α_K wurde durch die in Kapitel 2.4.3 beschriebene Proportionalitätsgrenze anhand der Reibung für $\mu = 0,07$ ermittelt.

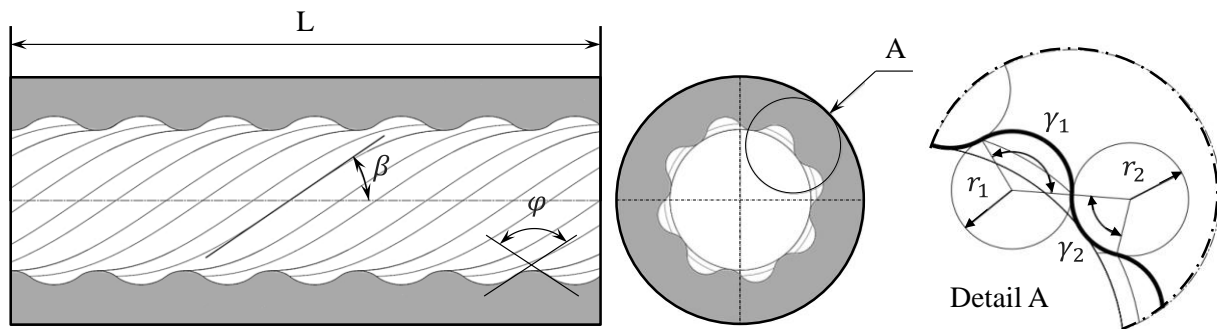


Abbildung 5.28: Berechnung der Innenoberfläche

$$A_F = n \cdot (\gamma_1 \cdot r_1 + \gamma_2 \cdot r_2) \frac{\pi}{180} \cdot L \cdot \cos\beta \quad (5.3)$$

Die analytisch (13 kN) sowie numerisch (16,5 kN) ermittelten Auswerferkräfte sind in Abbildung 5.29 dargestellt, wobei die analytisch ermittelte Auswerferkraft einen ähnlichen Verlauf wie die numerisch berechnete aufweist. Bei der analytischen Berechnung der Auswerferkraft über dem Auswerferweg wurde eine kontinuierliche Abnahme der Kontaktfläche sowie der Kontaktspannungen angenommen. Mit Reduzierung der Kontaktfläche und der Normalspannungen zwischen Pressteil und Dorn nimmt die Auswerferkraft kontinuierlich bis auf null ab. Die analytisch und numerisch ermittelten maximal auftretenden Kräfte wichen dabei um bis zu 21 % voneinander ab. Dieser Unterschied kann unter anderem dadurch erklärt werden, dass der Temperatureinfluss bei der analytischen Berechnung nicht berücksichtigt wurde. Da bei beiden Berechnungsmethoden unterschiedliche Annahmen und Vereinfachungen wie beispielsweise eine konstante Reibungszahl, welche in der Praxis stark durch Umformwärme und Oberflächenvergrößerung beeinflusst wird, getroffen wurden, ist es jedoch nicht möglich, abschließend festzustellen, welche der ermittelten Auswerferkräfte eher der Realität entspricht. Zur Validierung der analytisch und numerisch berechneten maximalen Auswerferkräfte werden in Kapitel 7.2 experimentelle Untersuchungen angestellt.

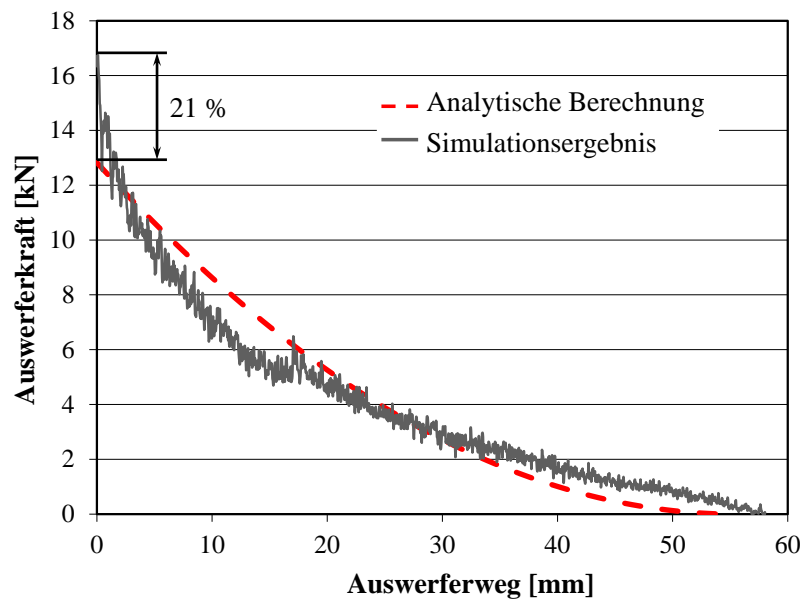


Abbildung 5.29: Numerisch und analytisch ermittelte Auswerferkraftverläufe

Bisweilen ist jedoch nicht bekannt, bis zu welchem Schrägungswinkel β das Ausstoßen ohne Schädigung der Innenkontur noch möglich ist. Bei der Analyse zur Ermittlung der maximalen Auswerferkraft von beispielsweise schrägverzahnten Zahnrädern gemäß [Sad90, Sad92] wurden mögliche begrenzende Effekte wie das unbeabsichtigte Verformen der Innengeometrie des Pressteils beim Ausstoßen außeracht gelassen. Um sicherzustellen, dass sich die Innenkontur beim Ausstoßen nicht verformt, darf die durch die Auswerferkraft eingebrachte Spannung im Bauteilquerschnitt A_Q (Abbildung 5.28) die Fließspannung des Werkstoffes k_{f0} nicht übersteigen. Dieser Ansatz (Gleichung 5.4) ermöglicht die Bestimmung des maximalen Schrägungswinkels bzw. der Verfahrensgrenze beim Ausstoßen nach dem Abstreckgleitziehen.

$$F_{aw} < k_{f0} \cdot A_Q \quad (5.4)$$

Durch Zusammenführen der Gleichungen 5.2 und 5.4 kann der maximale Schrägungswinkel der Innengeometrie, der der Verfahrensgrenze des Ausstoßens entspricht, gemäß Gleichung 5.5 ermittelt werden:

$$\frac{\mu \cdot q \cdot \alpha_K}{\cos \beta} \cdot A_F + \mu \cdot q_h \cdot A_h < k_{f0} \cdot A_Q \quad (5.5)$$

In Gleichung 5.6 ist die bestehende Formel für die Bestimmung des maximalen Schrägungswinkels soweit umgeformt, dass sie den maximal möglichen Schrägungswinkel darstellt, der ohne plastische Verformung der Innengeometrie während des Ausstoßens noch umgesetzt werden kann. Dabei ist zu erkennen, dass eine Erhöhung der Reibung, der Normalspannungen sowie der Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn eine Reduzierung des zulässigen maximalen Schrägungs-

winkels zur Folge hat. Die Berechnung der Gleichung 5.6 anhand der zuvor definierten Eingangsparameter der numerischen Untersuchung sowie einer Fließspannung von $k_{f0} = 380$ MPa führt zu einer Verfahrensgrenze des maximalen Schrägungswinkels von 73° . Dieser hohe Wert lässt sich durch die simulativ ermittelten niedrigen Kontaktspannungen zwischen Pressteil und Dorn sowie durch die starke Rückfederung des Pressteils nach dem Abstreckgleitziehen, die zusätzlich zu einer geringen Kontaktfläche führt, erklären.

$$\beta < \cos^{-1} \left(\frac{\mu \cdot q \cdot \alpha_K \cdot A_F + \mu \cdot q_h \cdot A_h}{k_{f0} \cdot A_Q} \right) \quad (5.6)$$

In Gleichung 5.5 muss jedoch beachtet werden, dass die berechnete Verfahrensgrenze mit der Ermittlung des maximal zulässigen Schrägungswinkels anhand des Haftungsreibungskoeffizienten μ_H (Gleichung 2.18) korreliert. Die zu Beginn des Ausstoßens vorliegende Haftung zwischen Pressteil und Dorn wurde mit der in diesem Abschnitt ermittelten Begrenzung hingegen nicht berücksichtigt. Der maximal mögliche Schrägungswinkel muss deshalb über den Reibungswinkel ρ überprüft werden (Gleichung 5.7), wofür als Haftreibungswert einer Stahl-Stahl-Paarung $\mu_H = 0,25$ angenommen wurde. Das Ergebnis der durchgeführten Berechnung zeigte, dass zur Vermeidung der Selbsthemmung des Pressteils auf dem Dorn der maximale Schrägungswinkel der Innengeometrie einen Wert von 76° nicht überschreiten darf.

$$(90^\circ - \beta) < \tan(\rho) \quad \text{oder} \quad (90^\circ - \beta) < \tan^{-1}(\mu_H) \quad (5.7)$$

Die in diesem Kapitel entwickelte Methodik ermöglicht eine Ermittlung des maximalen Schrägungswinkels der Innengeometrie unter Berücksichtigung der Reibung, der Kontaktspannungen nach Entlastung sowie der Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn ohne zeitaufwändige dreidimensionale numerische Untersuchungen. Damit können die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen des Umformprozesses direkt in Gleichung 5.6 eingesetzt und die Verfahrensgrenze beim Ausstoßen bestimmt werden. Es ist jedoch zu beachten, dass für eine zuverlässige Vorhersage des maximalen Schrägungswinkels ein realitätsnahes, die Kontaktspannungen bestimmendes Simulationsmodell des Umformprozesses erforderlich ist. Des Weiteren ist zu beachten, dass eine Änderung der Umformparameter zu einer anderen Umformkraft und dementsprechend anderen Kontaktspannungen zwischen Pressteil und Dorn führen kann, was einen abweichenden Wert des zulässigen Schrägungswinkels zur Folge hat.

5.7 Zusammenfassung der numerischen Simulationsergebnisse

Das Hauptziel der numerischen Simulationen bestand in der Bestimmung der Verfahrensgrenzen des Abstreckgleitziehens sowie des anschließenden Ausstoßens von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien. Für ein besseres Verständnis des Umformprozesses wurden dafür

zunächst der Werkstofffluss und der Spannungszustand beim Abstreckgleitziehen betrachtet (**Kapitel 5.1**). Dabei wurde festgestellt, dass im Vergleich zum konventionellen Abstreckgleitziehen der Werkstofffluss beim Abstreckgleitziehen von helixförmigen Innengeometrien eine zusätzliche rotatorische Bewegung aufweist. Diese bewirkt die Entstehung zusätzlicher Schubspannungen und führt damit zur Reduzierung der Zugspannungen im Bodenbereich und zu einer Entlastung des gefährdeten Querschnitts. Darüber hinaus wurde die Formfüllung der Innengeometrie bzw. der Abstand zwischen Pressteil und Dorn während des Umformprozesses analysiert. Die Simulationsergebnisse wiesen darauf hin, dass sich die größte Unterfüllung der Innengeometrie im Radiusbereich und im radiusnahen Bereich des Dorns befindet. Dies ließ sich durch die inhomogene Verteilung der Umformwärme beim Abstreckgleitziehen, die den Werkstofffluss in axialer Richtung begünstigte, erklären.

Der Einfluss der Umformparameter auf die Formfüllung helixförmiger Innengeometrien wurde im Rahmen der numerischen Sensitivitätsanalyse untersucht (**Kapitel 5.2** und **Kapitel 5.3**). Dabei wurden bei dem Abstreckgleitziehen von weichgeglühten und kaltverfestigten Halbzeugen sowohl die geometrischen als auch prozessspezifischen Parameter variiert. Die Ergebnisse dieser Untersuchung zeigten eine ausgeprägte Sensibilität der Formfüllung der Innengeometrie gegenüber dem Ziehringöffnungswinkel und den Reibungsverhältnissen zwischen Pressteil und Dorn sowie zwischen Ziehring und Pressteil auf. Zur Erreichung einer geringstmöglichen Unterfüllung muss der Ziehringöffnungswinkel sowie die Reibung zwischen Pressteil und Dorn möglichst hoch und die Reibung zwischen Ziehring und Pressteil möglichst niedrig gewählt werden. Im Allgemeinen wurden beim Abstreckgleitziehen von weichgeglühten Näpfen im Vergleich zu kaltverfestigten bessere Formfüllungen der Innengeometrie erreicht. Bei optimaler Anpassung der Prozessparameter konnte die Innenkontur bei weichgeglühten Näpfen vollständig ausgefüllt werden. Bei den kaltverfestigten Halbzeugen wurde eine um 20 % höhere maximale Umformkraft sowie eine um 25 % erhöhte axiale Spannung festgestellt, was zu einem entsprechend höheren Bodenreißerrisiko führte. Darüber hinaus wurde das Abstreckgleitziehen auch hinsichtlich seiner Anwendbarkeit auf Innengeometrien mit trapezförmiger Rippenausführung untersucht und die jeweiligen Verfahrensgrenzen ermittelt.

Die den numerischen Untersuchungen des Ausstoßprozesses zugrunde liegende Umformsimulation wurde mit einem elastisch-plastischen Halbzeug und elastischen Werkzeug durchgeführt (**Kapitel 5.4**). Die Umformsimulation zeigte, dass das Pressteil nach Verlassen der Umformzone, in welcher es unter hohen Druckspannungen steht, entlastet wird und zurückfedert, wodurch nur wenige Elemente des Pressteilinneren den Kontakt zum Dorn beibehalten. Das entlastete Pressteil wurde für die nachfolgende Simulation des Ausstoßens übernommen (**Kapitel 5.5**), deren Ergebnisse darauf hinwiesen, dass ein schädigungsfreies Ausstoßen ohne plastische Verformung bzw.

Beschädigung der Innenkontur mit einem Schrägungswinkel von 35° möglich ist. Zur Vermeidung von zeitaufwändigen Ausstoßsimulationen wurde eine analytische Methodik zur Ermittlung der Verfahrensgrenzen bezüglich des zulässigen Schrägungswinkels der Innengeometrie beim Ausstoßen unter Berücksichtigung von Reibung, Kontaktspannungen und Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn entwickelt (**Kapitel 5.6**). Mithilfe dieser analytischen Methodik wurde unter Berücksichtigung der Ergebnisse der Umformsimulation ein maximal zulässiger Schrägungswinkel von 73° berechnet.

Die numerischen und analytischen Untersuchungen des Umform- und Ausstoßprozesses wurden jedoch unter Zuhilfenahme von Annahmen und Vereinfachungen durchgeführt, wodurch die Simulationsmodelle in einem gewissen Rahmen vom Realversuch abwichen. So wurde beispielsweise eine in der Realität unter anderem stark durch Umformwärme und Oberflächenvergrößerung beeinflusste Reibungszahl als konstant definiert. Obwohl für die Berechnung der maximalen Auswerferkraft eine Betrachtung der Haftreibung erforderlich ist, wurde in der Simulation lediglich die Gleitreibung berücksichtigt. Dessen ungeachtet erlaubt das Simulationsmodell eine belastbare Vorhersage des Einflusses von Parametern des Umform- und Ausstoßprozesses auf die Formfüllung der Innengeometrie und die Auswerferkraft beim Ausstoßen. Zur Validierung der Simulationsergebnisse ist eine ausführliche experimentelle Untersuchung der Einflussparameter auf die in **Kapitel 7** festgelegten Zielgrößen des Umform- und Ausstoßprozesses erforderlich.

Bei den numerischen Untersuchungen zur Umformung von Halbzeugen mit einem Außendurchmesser von 27 mm und einem Ziehringöffnungswinkel von 7° konnten eine ausreichende Formfüllung der Innengeometrie erreicht und Bodenreißer vermieden werden. Diese Parameterkombination wird deshalb im Rahmen der Werkzeugkonstruktion für die Gestaltung des Ziehrings (**Kapitel 6.4**) und die weiteren experimentellen Untersuchungen zur Validierung der bisher durchgeführten numerischen Untersuchungen (**Kapitel 7**) verwendet. Durch Anpassung der Reibungsverhältnisse zwischen Pressteil und Dorn kann die Formfüllung der Innengeometrie im Rahmen der experimentellen Untersuchungen möglicherweise verbessert werden. Eine Simulation des Ausstoßprozesses mit einem unterstellten Schrägungswinkel von 35° zeigte, dass ein Ausstoßen ohne plastische Verformung der Innengeometrie bei Anwendung dieses Schrägungswinkels möglich ist. Die im Nachgang analytisch unter Berücksichtigung dieser Simulationsergebnisse gemäß Gleichung 5.6 berechnete Verfahrensgrenze des Ausstoßens liegt jedoch bei 73° . Da der Stand der Technik keine Erkenntnisse zu der Aussagekraft einer solchen Simulation liefert und die Simulationen unter Zuhilfenahme von Annahmen und Vereinfachungen durchgeführt wurde, werden zur Validierung der Simulationsergebnisse zwei Dorne mit einem Schrägungswinkel von 15° und 35° konstruiert.

6 Verwendete Versuchstechnik

Die im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Schmierstoffe, Prozessketten, Methoden sowie der Versuchsplan und die für experimentelle Untersuchungen (Kapitel 7) bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen verwendeten Umformmaschinen, Werkzeugkonzepte, Messtechnik und erforderliche Vorbereitungen werden in diesem Kapitel erörtert.

6.1 Auswahl eines geeigneten Schmierstoffsystems

In diesem Kapitel wird anhand eines Vergleichs konventioneller und alternativer tribologischer Systeme die Auswahl eines geeigneten Schmierstoffsystems getroffen und die Vorbereitung der Proben zur Schmiermittelauftragung beschrieben.

6.1.1 Konventionelle Schmierstoffsysteme

Der Einsatz einer Konversionsschicht bzw. Zinkphosphatschicht ist in der derzeitigen Kaltfließtechnik oftmals unvermeidbar. Die Konversionsschicht dient dabei als Haftuntergrund für den Schmierstoff sowie zur Trennung der metallischen Oberflächen von Werkzeug und Werkstück unter Belastung, da ein Kontakt zu Kaltverschweißungen und Riefen am Bauteil führen kann. Beim Auftragen der Konversionsschicht auf das Werkstück bildet sich ein chemischer Verbund zwischen dem Zinkphosphat und der Werkstückoberfläche, der aufgrund seiner porösen Struktur eine vergrößerte, zur besseren adhäsiven Bindung mit dem Schmierstoff beitragende Oberfläche aufweist. Dadurch werden eine niedrige Reibungszahl und niedrige Schubspannungen unter Belastung erzielt. Verbindungen aus Alkaliseifen und einer Konversionsschicht gehören zu der beim Kaltfließpressen meistgenutzten Schmierstoffgruppe. Da solche Verbindungen jedoch keine hohe Temperaturstabilität besitzen, haben sich auf dem Gebiet der Kaltmassivumformung von Stahl verschiedene Festschmierstoffe wie z.B. Molybdändisulfid (MoS_2) durchgesetzt.

Neben dem Flächenbedarf und den Investitionskosten einer Beschichtungsanlage spricht auch der ökologische Aspekt gegen den Einsatz von Zinkphosphatschichten [Bay10a], [Bay10b]. Die bei der Phosphatierung anfallenden Schlämme sind durch das Schwermetall Zink verunreinigt und können darüber hinaus Hydroxide von Nickel, Zink, Kupfer, etc. mit sich führen [Cam06] und bedürfen einer gesonderten Entsorgung. Für einen wirtschaftlich sinnvollen Recyclingprozesses ist der Eisen- und Zinkanteil in diesen Schlämmen zu gering. Darüber hinaus haben die erforderlichen Bäder einen hohen Bedarf an Frischwasser, welches ebenfalls durch eine überaus hohe Menge an Schwermetallen verunreinigt wird und durch eine aufwändige Aufbereitung neutralisiert und dekontaminiert werden muss [Rau05]. Da die Konversionsschicht bei einer auf den Umformprozess nachfolgenden Wärmebehandlung zu einer phosphorinduzierten Versprödung der

Randschicht führen kann, muss die Konversionsschicht nach dem Umformprozess wieder entfernt werden, wodurch weitere Kosten anfallen.

Zur Umgehung dieser ökologischen und wirtschaftliche Beeinträchtigungen wurden in den letzten Jahren konversionsschichtfreie, als Grundlage häufig Festschmierstoffe und Polymere beinhaltende Schmierstoffsysteme entwickelt und zunehmend häufiger eingesetzt [Bay10a, Bay13, Hol14, Gro15a, Are09, Fan10, Tam15].

6.1.2 Tribologische Systeme ohne Konversionsschicht

Ein Stahl-auf-Stahl-Kontakt ist bei der Anwendung von konversionsschichtfreien Schmiermitteln oftmals nicht zu vermeiden. Die Trennung der metallischen Oberflächen von Werkzeug und Werkstück muss beim Kaltfließpressen deshalb durch Schmierung des Rohteils stets gewährleistet sein. In diesem Kapitel werden die beim Kaltfließpressen häufig verwendeten Festschmierstoffe und Polymere sowie ihre Eigenschaften und die zur Aufbringung erforderlichen Rohteilvorbereitungen erörtert.

6.1.2.1 Strahlen und Rohteilvorbereitung

Bei der konversionsschichtfreien Schmierung von Draht- und Stangenabschnitten ist zur Sicherstellung der maximalen Schmierfähigkeit des aufgetragenen Schmierstoffes eine mechanische Vorbehandlung wie z.B. Strahlen des Werkstückes erforderlich, wodurch eine gleichmäßige Struktur der Bauteiloberfläche erzeugt wird. Die durch das Strahlen entstehenden kugelhappenförmigen Eindrücke dienen beim nachfolgenden Umformprozess als Schmierstoffvorratsvolumen [Sta11]. Zur Verbesserung der Leistungsfähigkeit des Schmiermittels wurden die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Nöpfe vor der Aufbringung des Schmiermittels mit einem 0,6 – 0,8 mm Kugelguss aus Bainit gestrahlt.

6.1.2.2 Applikation von Festschmierstoffen und Polymeren

Auf dem Festschmierstoff MoS₂ basierende Schmierstoffe eignen sich vor allem für Umformprozesse, die ambitioniert hohe Umformgrade und Oberflächenspannungen aufweisen. Da sie aufgrund der Vergleichsweise hohen Reibungszahlen die Ausprägung scharfer Konturen begünstigen und dadurch eine optimale Formfüllung sowie net-shape-Fertigung ermöglichen, eignen sich diese Schmierstoffe insbesondere für die Herstellung von verzahnten Bauteilen [Nit10, Czi10]. Das Einsatzgebiet von MoS₂ erstreckt sich bei einer Schichtdicke von ca. 5-10 g/m² auf Umformgrade von bis zu 0,7, Werkstoffe mit einer anfänglichen Härte von bis zu 200 HB und auf Temperaturen bis zu 400 °C [Her08, Nit11].

Polymerbeschichtungen bestehen aus künstlich hergestellten Schichten langkettiger Polymerverbindungen und weisen gute Hafteigenschaften an metallischen Oberflächen (adhäsive Filmbildungseigenschaften) sowie gute Temperatur-Viskosität-Eigenschaften auf [Bar04, Nit08]. Aufgrund geringer Schichtgewichte von 2-4 g/m² eignen sich Polymerbeschichtungen ausgehend vom derzeitigen Stand der Technik vor allem für die endkonturnahe Produktion bzw. near-net-shape Fertigung [Nit08]. Bei Umformprozessen mit langen Gleitwegen und großen Oberflächenvergrößerungen besteht jedoch die Gefahr, dass der Schmierfilm aufgrund des geringen Schichtgewichts zu dünn wird [Bäc08]. Polymerbeschichtungen zeichnen sich vor allem durch eine hohe Temperaturbeständigkeit sowie das im Vergleich zum Schmiermittel MoS₂ einfache Entfernen der Beschichtung nach dem Umformprozess und eine geringere Umweltbelastung aus [Sch10].

6.1.3 Zusammenfassung der Auswahl des Schmierstoffsystems

In diesem Kapitel wurden zunächst die konventionellen Schmierstoffsysteme mit Konversionsschicht bzw. Zinkphosphatschicht erörtert. Dabei konnte festgehalten werden, dass der Einsatz dieser Schmierstoffsysteme aus ökologischen und wirtschaftlichen Gründen nicht zu empfehlen ist. Da die beim Kaltfließpressen oftmals eingesetzten Seifenschmierstoffe nur in Verbindung mit einer Konversionsschicht verwendbar sind, können diese Schmierstoffe ebenfalls nicht empfohlen werden.

Konversionsschichtfreie Schmierstoffsysteme stellen eine Alternative zu diesen konventionellen Schmierstoffsystemen mit jedoch leicht reduziertem Leistungsvermögen dar. Zur Herstellung von komplexen Geometrien mit scharfkantigen Konturen und Verzahnungen eignen sich dabei vor allem MoS₂ und polymerbasierte Schmiermittel, weshalb sie bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen (Kapitel 7) verwendet wurden.

6.2 Prozessketten zur Herstellung von komplexen helixförmigen Innen-geometrien

Zur Bestimmung des Einflusses der Kaltverfestigung auf die Formfüllung der Innengeometrie und den Ausstoßprozess wurden im Rahmen experimenteller Untersuchungen zwei verschiedene Prozessketten betrachtet, jeweils eine mit und ohne Weichglühen zwischen dem NRFP und Abstreckgleitziehen. Abbildung 6.1 stellt die aus Zentrieren, Napf-Rückwärts-Fließpressen, Weichglühen und abschließendem Abstreckgleitziehen bestehende Fertigungsfolge der Prozesskette I dar. Zur Reduzierung von Kosten und Zeitaufwand der experimentellen Untersuchungen wurden die gepressten Nöpfe mit unterschiedlichen Längen L_N , Außendurchmesser $D_N = 27$ mm, Innendurchmesser $d_N = 14,3$ mm und Bodendicke $s_N = 6,6$ mm von Partnern aus der Industrie hergestellt. Durch Variation der Napflänge wurde die Länge des abstreckgleitgezogenen Pressteils beeinflusst und damit die Abhängigkeit der Auswerferkraft von den abstreckgleitgezogenen Pressteillängen

L_P bestimmt. In der Prozesskette I fand zwischen den Umformstufen NRFP und Abstreckgleitziehen ein Weichglühen statt (Abbildung 6.1). Die Härte und die Festigkeit der kaltverfestigten Nöpfe wird durch Weichglühen verringert, wodurch das sich anschließende Abstreckgleitziehen erleichtert wird. Darüber hinaus wurden während des Umformprozesses die Nöpfe über einen helixförmigen (Stufe IV a) und einen glatten Dorn (Stufe IV b) abstreckgleitgezogen, um den Einfluss der Innengeometrie auf die Umformkraft zu bestimmen.

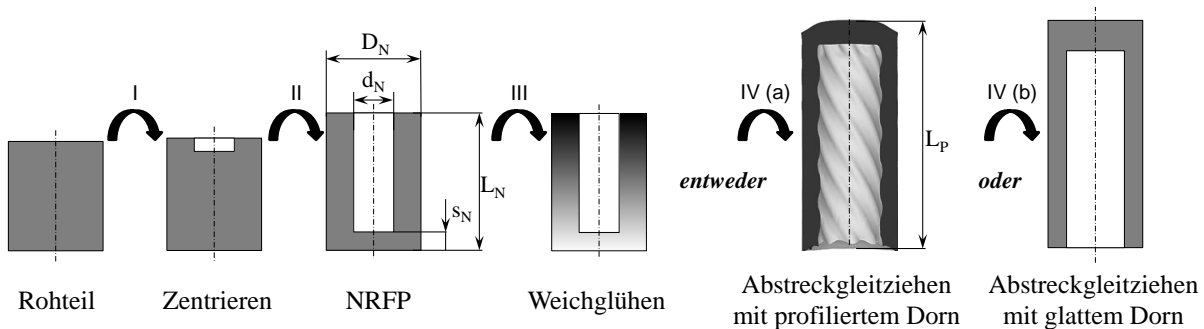


Abbildung 6.1: Prozesskette I zur Herstellung von Hohlbauteilen mit Innengeometrien mit Weichglühen

Die aus Zentrieren, Napf-Rückwärts-Fließpressen und Abstreckgleitziehen bestehende Fertigungsfolge der Prozesskette II wird in Abbildung 6.2 gezeigt. Wie in Prozesskette I erfolgte die Herstellung des Rohteils spanend. Damit der Einfluss der Kaltverfestigung auf die Formfüllung der Innengeometrie und den Ausstoßprozess untersucht werden kann, entfällt jedoch im Gegensatz zur Prozesskette I das zwischen NRFP und Abstreckgleitziehen platzierte Weichglühen. Mittels dieser Prozessrouten werden die in Kapitel 5 durchgeführten numerischen Untersuchungen in Kapitel 7 experimentell validiert und darüber hinaus die technologischen Verfahrensgrenzen des Abstreckgleitziehens und des Ausstoßprozesses bestimmt.

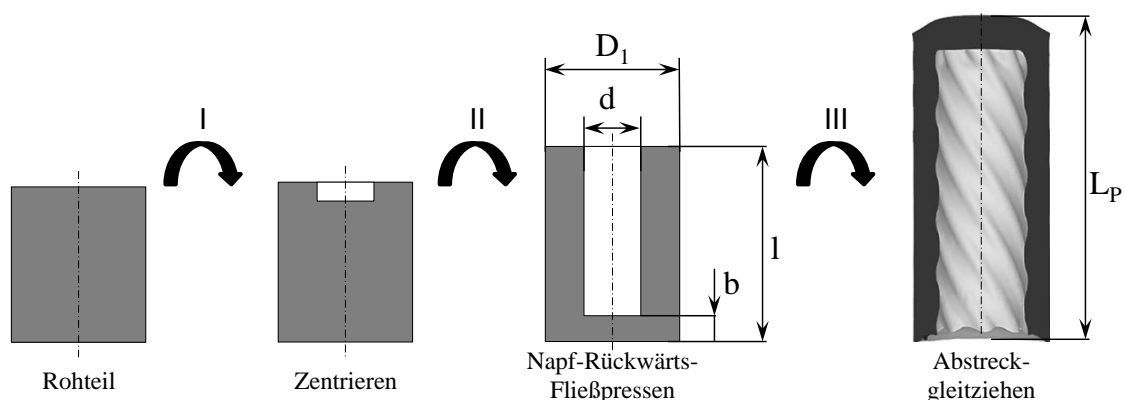


Abbildung 6.2: Prozesskette II zur Herstellung von Hohlbauteilen mit Innengeometrien ohne Weichglühen

6.3 Versuchsplan der experimentellen Untersuchungen

Die experimentellen Untersuchungen zur Validierung der numerischen Simulationen und Bestimmung des Einflusses der geometrischen und umformspezifischen Parameter wie Pressgeschwindigkeit oder Umformgrad auf das Abstreckgleitziehen und das nachfolgende Ausstoßen wurden

in vier Untersuchungsabschnitte unterteilt. Es wurden zwei Dorngeometrien mit den Schrägungswinkeln $\beta = 15^\circ$ und 35° verwendet (Abbildung 4.1). Gemäß der Beschreibung in Kapitel 6.2 wurden die Untersuchungen an den weichgeglühten und kaltverfestigten Näpfen in beiden Gefügeständen durchgeführt.

Im ersten Untersuchungsabschnitt „Geometrie/Tribologie“ wurde der Einfluss des Schrägungswinkels β , der tribologischen Bedingungen sowie der Pressgeschwindigkeit auf den Umform- und Ausstoßprozess betrachtet. Durch Variation des Schrägungswinkels β wurde die Abhängigkeit der Auswerferkraft vom Schrägungswinkel der Innengeometrie ermittelt und mit der analytischen Berechnung aus Kapitel 5.6 abgeglichen. Wie bereits bei den numerischen Untersuchungen (Kapitel 5.3) festgestellt, weist die Reibung einen signifikanten Einfluss auf die Formfüllung der Innengeometrie auf. Zur Überprüfung dieser These wurden beim Abstreckgleitziehen verschiedene Schmiermittel verwendet. Darüber hinaus wurde die Prozesswärme beim Umformen, welche ebenfalls einen indirekten Einfluss auf das tribologische Verhältnis zwischen Pressteil und Werkzeug hat, durch die Pressgeschwindigkeit variiert und mittels eines Pyrometers direkt nach dem Umformen gemessen. Die für eine vollständige Formfüllung und optimale Formgenauigkeit der Innengeometrie bei möglichst niedrigen Umform- und Auswerferkräften erforderlichen Parameter wurden mithilfe der in Kapitel 7 durchgeführten experimentellen Untersuchungen ermittelt. Der Versuchsplan des ersten Abschnittes ist in Tabelle 6.1 dargestellt. Die Pressgeschwindigkeit wurde in dieser Versuchsreihe für jedes Schmiermittel, jeden Schrägungswinkel β und beide Werkstoffe variiert.

Tabelle 6.1: Versuchsplan des Abschnittes „Geometrie/Tribologie“

Werkstoff	Schrägungswinkel β [°]	Schmiermittel	Hubzahl [U/mm]
GKZ weichgeglüht	15°, 35°	MoS ₂ +Zinkphosphat Polymer (ZWEZ)	3, 12, 20
FP weichgeglüht	15°, 35°	MoS ₂ +Zinkphosphat Polymer (ZWEZ)	3, 12, 20

Im zweiten Abschnitt „Umformwärme“ wurde die während der Umformung entstehende Prozesswärme zur Prüfung der Abhängigkeit der Auswerferkraft von der Umformwärme reduziert. Da die Entwicklung der entstehenden Prozesswärme des Pressteils während der Umformung in der in Kapitel 5.6 durchgeführten analytischen Berechnung der notwendigen Auswerferkraft nicht berücksichtigt wurde, wurde das Pressteil direkt nach dem Pressen vor dem Ausstoßen abgekühlt. Darüber hinaus wurde in diesem Abschnitt die Abhängigkeit der Auswerferkraft von der Abkühlgeschwindigkeit bestimmt. Die Abkühlgeschwindigkeit wurde dabei durch Druckluft und die Zeitdauer zwischen Umformen und Ausstoßen vorgegeben. Die Zeitdauer zwischen Umformen und

Ausstoßen wurde zwischen 300 und 15.000 Sekunden variiert, wobei hohe Abkühlzeiten eine vollständige Abkühlung darstellten. Der Versuchsplan des Abschnittes „Umformwärme“ ist in Tabelle 6.2 aufgeführt. Die Temperatur der Pressteile wurde während der Versuche ständig mit dem Pyrometer gemessen. Die Untersuchungen wurden für beide Gefügestände des weichgeglühten Halbzeuges durchgeführt.

Tabelle 6.2: Versuchsplan des Abschnittes „Umformwärme“

Schrägungswinkel β [°]	Schmiermittel	Hubzahl [U/mm]	Abkühlung [s]	Zusätzliche Bedingungen
15°	MoS ₂	3	300	-
15°	MoS ₂	3	300	Abkühlung zusätzlich mit Druckluft
15°	Polymer (ZWEZ)	3	15.000	vollständige Abkühlung
15°	Polymer (ZWEZ)	3	300	Abkühlung zusätzlich mit Druckluft
15°	MoS ₂	20	300	-
15°	MoS ₂	20	600	Abkühlung zusätzlich mit Druckluft
15°	Polymer (ZWEZ)	20	300	-
15°	Polymer (ZWEZ)	20	600	Abkühlung zusätzlich mit Druckluft
35°	MoS ₂	3	300	-
35°	Polymer (ZWEZ)	3	300	-
35°	MoS ₂	20	300	-
35°	Polymer (ZWEZ)	20	300	-

Im dritten Abschnitt „Kaltverfestigung“ wurde der Versuchsplan des ersten Abschnittes „Geometrie/Tribologie“ mit kaltverfestigten Näpfen durchgeführt. Ziel war die Bestimmung des Einflusses der auftretenden Kaltverfestigung bzw. Umformhistorie nach dem NRFP auf Zielgrößen wie Formfüllung, Umform- und Auswerferkraft.

Der Einfluss der Umformgrade sowie der Länge des Pressteils auf Umform- und Auswerferkräfte wurde im vierten Abschnitt „Umformen und Ausstoßen“ untersucht. Gemäß [Sad90, Sad92] führte die Steigerung der Umformkraft zu einer Erhöhung der Auswerferkraft. Ziel dieses Abschnittes bildete daher die Ermittlung der optimalen Prozessparameter sowie des am besten geeigneten Schmiermittels für die Erzeugung einer vollständigen Formfüllung und günstigen Härteverteilung bei möglichst niedrigen Auswerferkräften. Dafür wurden das Schmiermittel, der Umformgrad φ im Bereich 0,28 - 0,5 und die Napflänge zwischen 29 mm - 37 mm bei einem Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$, einer Hubzahl von 12 U/min für den Werkstoff 16MnCr5 im FP-Gefügestand variiert. Die ermittelten Werte wurden mit der analytischen Berechnung aus Kapitel 5.6 verglichen. Der Versuchsplan des Abschnittes „Umformen und Ausstoßen“ ist in Tabelle 6.3 dargestellt.

Tabelle 6.3: Versuchsplan des Abschnittes „Umformen und Ausstoßen“

Werkstoff	Schmiermittel	Umformgrad ϕ	Napflänge l [mm]
GKZ weichgeglüht	MoS ₂ Polymer (ZWEZ)	0,28; 0,4; 0,45; 0,51	29, 31, 35, 37
FP weichgeglüht	MoS ₂ Polymer (ZWEZ)	0,28; 0,4; 0,45; 0,51	29, 31, 35, 37

Dieser Versuchsplan wurde zur Durchführung der experimentellen Untersuchungen (Kapitel 7) verwendet. Die Abhängigkeit der Formfüllung, der Härteverteilung sowie der Umform- und Auswerferkraft von den in Tabelle 6.1 – Tabelle 6.3 dargestellten Prozessparametern wurde dabei ermittelt, die Ergebnisse verglichen und zusammengefasst.

6.4 Konstruktion des Versuchswerkzeugs

Um die experimentellen Untersuchungen des Abstreckgleitziehens der in Kapitel 6.2 beschriebenen Prozesskette gemäß des Versuchsplans durchführen zu können, wurde auf Grundlage der in Kapitel 5 durchgeführten numerischen Untersuchungen ein Werkzeugkonzept gemäß [Sch02, Sch03] entworfen. Die Werkzeugkonstruktion basiert auf einem einfachen Säulenführungsgestell, wobei einige Anbau- und Werkzeugaktivteile neu konstruiert und ausgelegt wurden. Für die detaillierte Konstruktion der Werkzeugaktivteile sowie für die entsprechende Werkstoff- und Beschichtungsauswahl wurden die Empfehlungen aus [Lan08] umgesetzt.

Abbildung 6.3 stellt das gewählte und später realisierte Werkzeugprinzip für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen dar. Das auf dem Pressentisch befestigte Werkzeugunterteil besteht aus einer Druckplatte, einer Zwischenplatte und einer Befestigungsplatte für den helixförmigen Dorn. Durch Wechsel des Dorns können die Innengeometrien mit verschiedenen Schrägungswinkeln erzeugt werden. Durch die vier Aussparungen am Sockel des Dorns werden Auswerferstifte geführt, auf deren oberes Ende eine Auswerferhülse aufgesetzt ist und welche durch die Zwischen- und Druckplatte hindurch auf der unteren Seite auf der Auswerferscheibe eines pressenseitigen Auswerfers aufliegen. Die in Kapitel 6.5 begründete Festlegung des Durchmessers und der Längen der Auswerferstifte erfolgte gemäß analytischer Berechnungen der Knickbelastung. Am Pressstößel ist eine Kraftmessdose angebracht, auf der ein Druckstück sowie ein Ziehring mit einem Öffnungswinkel von 7° aufliegen. Der gesamte Aufbau im Werkzeugoberteil wird von einem Spannring gehalten. Alle Aktivbauteile sind fixiert, es sind keine rotatorischen Bewegungen möglich.

Hauptmerkmal dieses Werkzeuges ist ein aus dem Schnellarbeitsstahl 1.3343 gefertigter Dorn. Dieser Werkstoff weist eine Härte von 62+2 HRC auf. Der verzahnte Dorn wurde für einen besseren Adhäsionsschutz im PVD-Verfahren mit 3-5 µm Titancarbonitrid (TiCN) beschichtet. Die Funktionsoberfläche des Dorns wurde zuvor manuell poliert. Diese Werkstoff- und Beschich-

tungsart besitzt eine extrem hohe Härte und gute Reibungseigenschaften. Ihre geringe Adhäsionsneigung auf anderen Materialien eignet sich hervorragend für den Ausstoßprozess in diesem Werkzeug.

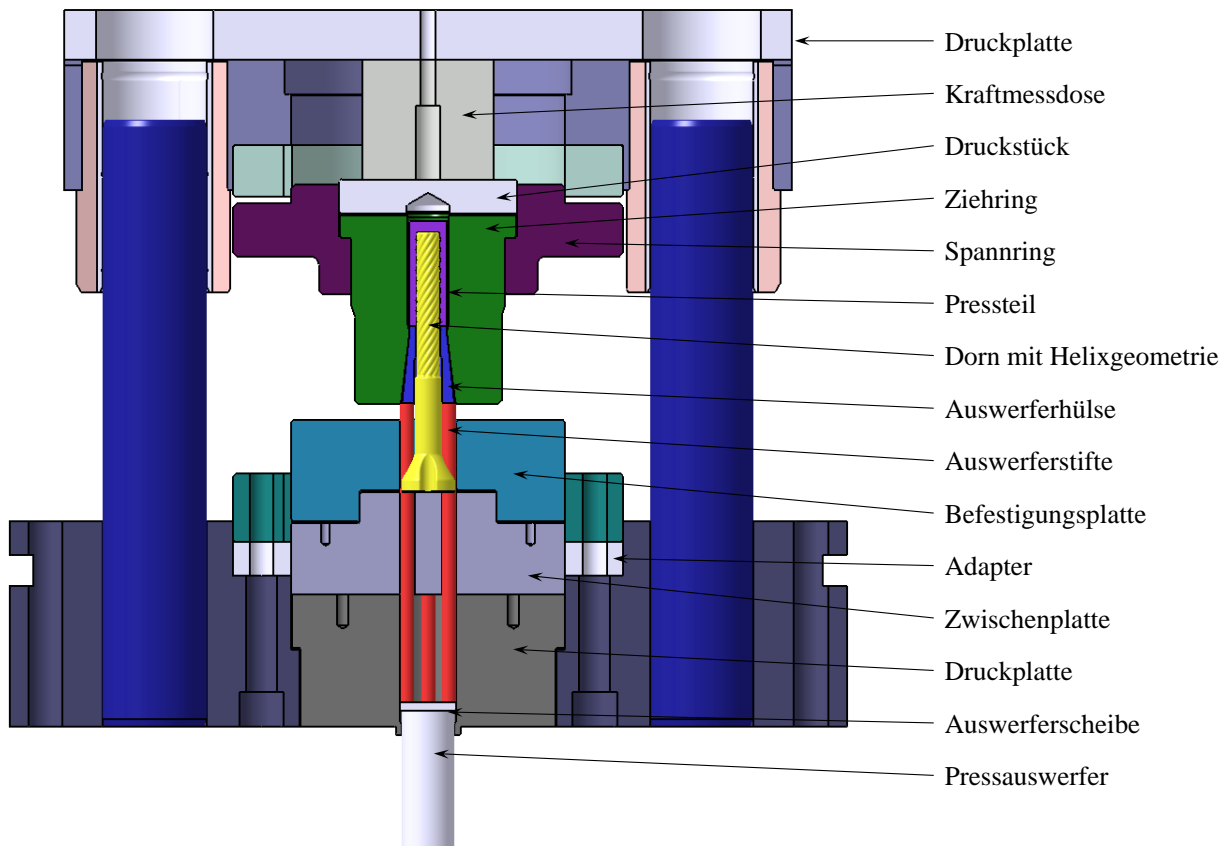


Abbildung 6.3: Werkzeugkonzept für das Abstreckgleitziehen

Abbildung 6.4 stellt den Prozessablauf unter Anwendung des oben beschriebenen Werkzeugkonzepts dar. In der Ausgangsposition befindet sich der Pressstößel in seiner oberen Position, das bereits genapfte Werkstück wird über dem Dorn eingelegt. Mit fortschreitendem Stößelweg bzw. Bewegung des Werkzeugoberteils wird das genapfte Halbzeug durch den Ziehring umgeformt bzw. abgestreckt. Der Boden des Werkstücks erfährt dabei keine Druckbelastung. Im weiteren Verlauf wird der Werkstoff durch den Ziehring mitgezogen und an die verzahnte Form des Dorns angepresst, wobei die hohen Druckspannungen im Werkstoff eine gute Formfüllung ermöglichen. Im unteren Totpunkt umfasst der Ziehring die Auswerferhülse und ist komplett über das Werkstück gestülpt. Damit die Auswerferhülse am Ende des Umformprozesses durch den Ziehring vollständig aufgenommen werden kann, wurde ihre Außenfläche konisch ausgeformt. Der Ausstoßprozess beginnt nach dem Ende des Umformprozesses, sobald sich der Pressstößel wieder in seiner Ausgangsposition befindet. Der Auswerfer schiebt dabei die Auswerferstifte, die die Auswerferkraft direkt auf die Auswerferhülse übertragen, nach oben. Da die Helixgeometrie des Dorns ein einfaches Abschieben verhindert, wird die Auswerferkraft von dem umgeformten Pressteil anteilig in eine rotatorische Bewegung umgewandelt. Dank der optimalen Eigenschaften der Beschichtung

des Dorns und der Schmierung des Halbzeuges wird das Pressteil langsam vom Dorn abgedreht und lässt sich anschließend entnehmen. Sobald der Pressauswerfer zurückgefahren ist und sich alle Aktivwerkzeugteile wieder in ihrer Ausgangsposition befinden, kann der Prozess erneut ausgeführt werden.

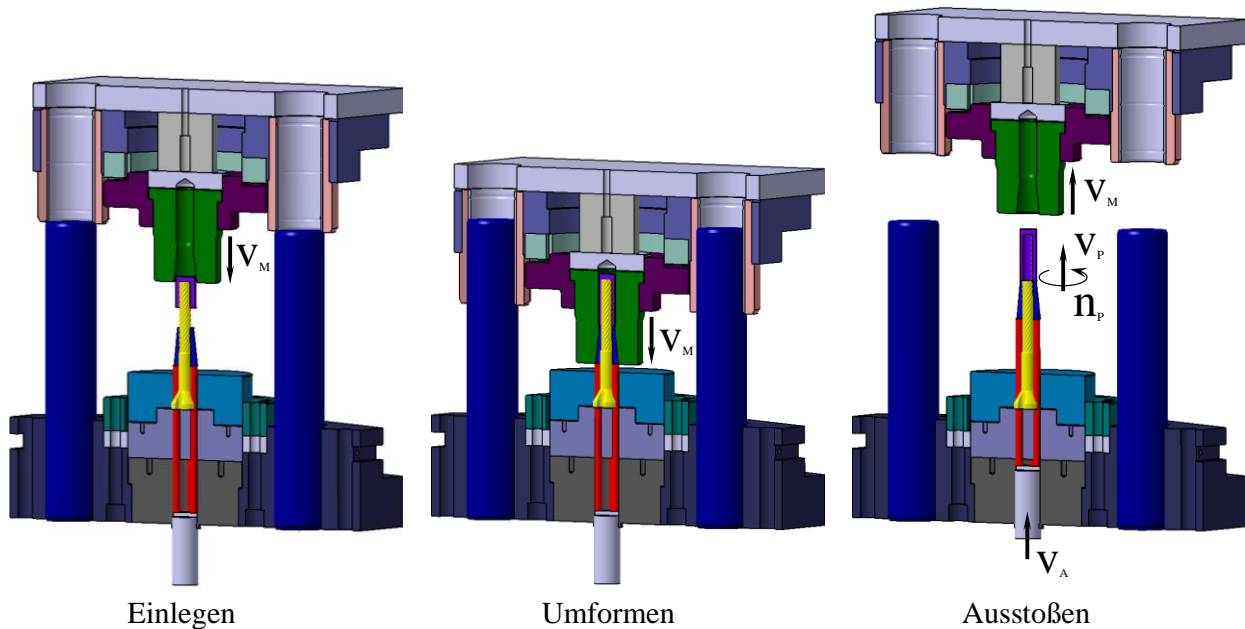


Abbildung 6.4: Prozessablauf des Abstreckgleitziehens von Näpfen

6.5 Auslegung der Auswerferstifte

In den numerischen Untersuchungen in Kapitel 5 wurde festgestellt, dass beim Ausstoßen von Hohlbauteilen mit helixförmiger Innenkontur sehr hohe Drücke bzw. Druckspannungen im Auswerfersystem entstehen. Unter Berücksichtigung des in Kapitel 6.4 beschriebenen Werkzeugkonzepts wurden Auswerferstifte mit einer Länge von 165 mm und einem Durchmesser von 8,5 mm verwendet. Um ein sicheres Ausstoßen zu gewährleisten, ist eine analytische Untersuchung der maximal zulässigen Knick- und Fließspannung der Auswerferstifte erforderlich.

Die Knicklast bzw. kritische Last F_{krit} ist abhängig von fünf korrelierenden Faktoren: Länge L , Querschnitt, Art der Belastung, Materialeigenschaften und Lagerung der Auswerfer. Die Auswerfer wurden aufgrund ihrer spezifischen Lagerung im Werkzeug (Abbildung 6.3) auf ihre kritische Knicklast überprüft (Anhang 10.3, Tabelle 10.1). Dabei galten für die Auswerferstifte die in Tabelle 6.4 dargestellten geometrischen Parameter und Materialeigenschaften. Die Auswerferstifte wurden aus dem legierten, zu den zäharten Stählen mit mittlerer Verschleißfestigkeit gehörenden Werkzeugstahl 1.2210 gefertigt.

Tabelle 6.4: Geometrische Parameter und Materialeigenschaften der Auswerferstifte

Parameter	Wert	Einheit
Freie Länge L_{aw}	105	[mm]
Durchmesser d_{aw}	8,5	[mm]
Anzahl der Auswerfer	4	[Stk]
Auswerferkraft F_v	30.000	[N]
Werkstoff	1.2210	[-]
Werkstoffhärte	60±2	HRC
Druckfestigkeit σ_{DF}	500	[N/mm ²]
Elastizitätsmodul E	210.000	[N/mm ²]
Sicherheit gegen Fließen S_F [Mat02]	2	[-]
Sicherheit gegen Knicken S_K [Mat02]	5	[-]

Das Ausstoßen ist möglich, sofern die vorhandenen Spannungen σ_v im Auswerfer die zulässigen Spannungen σ_{zul} gegen Knicken bzw. Fließen nicht überschreiten. Auf Grundlage dieser Regel können die Prozessgrenzen beim Ausstoßen mit folgender Ungleichung beschrieben werden:

$$\sigma_{zul} > \sigma_v \quad (6.1)$$

Für die Berechnung der kritischen Knicklast muss zuerst das Flächenträgheitsmoment der Auswerfer bestimmt werden:

$$I = \frac{\pi \cdot d_{aw}^4}{64} \quad (6.2)$$

Kritische Knicklast:

$$F_{krit} = \frac{4\pi^2}{L^2} \cdot EI \quad (6.3)$$

Kritische Knickspannung:

$$\sigma_{krit} = \frac{F_{krit}}{A} \quad (6.4)$$

Mithilfe der kritischen Knickspannung kann die zulässige Spannung gegen Knicken unter Berücksichtigung des Sicherheitskoeffizienten berechnet werden:

$$\sigma_{zulK} = \frac{\sigma_{krit}}{S_k} \quad (6.5)$$

Die zulässige Spannung gegen Fließen ist ein ausschließlich werkstoffabhängiger Wert, der unter Berücksichtigung des Sicherheitskoeffizienten gegen Fließen bestimmt werden kann:

$$\sigma_{zulF} = \frac{\sigma_{DF}}{S_F} \quad (6.6)$$

Die beim Ausstoßen je Auswerfer auftretende Druckspannung kann mithilfe der im Rahmen der numerischen Untersuchungen bestimmten Auswerferkraft ermittelt werden:

$$\sigma_v = \frac{F_v}{A} \quad (6.7)$$

Bei der Bestimmung der zulässigen Auswerferkraft F_{zul} wird die zulässige Spannung gegen Fließen betrachtet, da diese im Vergleich zur zulässigen Spannung gegen Knicken den kleineren Wert aufweist.

Zulässige Auswerferkraft je Auswerfer:

$$F_{zulaw} = \sigma_{zulF} \cdot A \quad (6.8)$$

Zulässige Auswerferkraft:

$$F_{zul} = F_{zulaw} \cdot 4 \quad (6.9)$$

Mit diesem Ergebnis der analytischen Berechnung kann festgelegt werden, dass die Auswerferstifte mit 8,5 mm Durchmesser und 105 mm freier Länge bei einer Auswerferkraft von bis zu ca. 57 kN verwendet werden dürfen.

6.6 Verwendete Umformmaschine

Der Maschinenpark des Instituts für Umformtechnik umfasst seit 2015 die in Abbildung 6.5 links gezeigte von 2 Servomotoren angetriebene servomechanische Kaltfließpresse vom Typ MSL 1-500-0, 85-500 der Schuler Gräbener Pressensysteme GmbH. Die Presse erzeugt eine Nennkraft von $F_{Nenn} = 5.000$ kN bei einem Nennhub von 500 mm und kann Werkzeuge bis zu einer maximalen Einbauhöhe von 1.410 mm aufnehmen. Der Stößel wird von zwei Servomotoren über eine Welle und einen Kniehebel in Bewegung gesetzt. Die Hubzahl kann zwischen 3-40 U/min variiert werden. Die Stößelkurven und damit die Hubzahl sind in dieser Presse programmierbar. Konventionelle Stößelkurven sind in der Pressteuerung stets vordefiniert und können über die Steuerung durch Anpassung der Parametervariablen „Auftreffpunkt“ und „Auftreffgeschwindigkeit“ innerhalb der dynamischen Bewegungsgrenzen des Pressenstößels verändert werden. Die maximale Hubzahl wird in Abhängigkeit von der Stößelkurve individuell berechnet. Die technisch maximal mögliche Hubzahl von 40 U/min ist nur bei Anwendung einer konventionellen Stößelkurve erreichbar. Die Kaltfließpresse verfügt außerdem über zwei eingebaute hydraulische Auswerfer, einen bis zu 70 mm Auswerferweg zurücklegenden Stößelauswerfer und einen bis zu 125 mm Weg zurücklegenden Tischauswerfer. Bei beiden Auswerfern können die Bewegungskurven frei definiert und somit dem Prozess ideal angepasst werden. Die Bedienung erfolgt über eine Kraftsteuerung, wobei sich die Auswerfer zu Prozessbeginn in ausgefahrenem Zustand befinden.

den müssen. Dabei können Gegenkraft, Haltezeit und Rückfahrgeschwindigkeit voneinander unabhängig eingestellt werden. Abbildung 6.5 stellt das in Kapitel 6.4 entwickelte Versuchswerkzeug dar.



Abbildung 6.5: Links: Servomechanische Presse am Institut für Umformtechnik; Rechts: Einbauraum der Presse mit Versuchswerkzeug

6.7 Verwendete Messtechnik

Der Einfluss von Prozessparametern wie Reibung, Umformgeschwindigkeit oder Schrägungswinkel auf den Umform- und Ausstoßprozess wurde mithilfe der Umform- und Auswerferkraftanalyse bestimmt. Dafür wurden während des Umformprozesses die wichtigsten Prozessgrößen wie Umform- und Auswerferkraft sowie Umform- und Auswerferweg gemessen. Zur Bestimmung der Ziehringkraft bzw. Umformkraft wurde ein Federkörper-Kraftaufnehmer bzw. eine Kraftmessdose für maximal 6.000 kN Last verwendet, welche im Werkzeugoberteil aufgebaut wurde und die Ziehringkraft über der Zeit maß (Abbildung 6.3). Die Kraftmessdose besteht aus einem Federkörper als massiven Stahlzylinder mit an geeigneter Stelle auf den Federkörper aufgeklebten Dehnungsmessstreifen (DMS). Zum Vergleich der experimentell aufgenommenen Kraft-Weg-Verläufe wurde der Spannring, um die Kenngröße der Kraftmessdose durch die Vorspannung nicht unbeabsichtigt zu verfälschen, einmalig angelegt und zwischen den einzelnen Experimenten nicht ausgebaut. Auswerferkraft, Stößel- und Auswerferweg wurden durch die Messsysteme der Presse erfasst. Die Erfassung der Prozesskräfte und Umformwege erfolgte mittels eines universellen

Messverstärker-Moduls Quantum X mit acht Eingangskanälen der Firma HBM GmbH, welches digitale und analoge Signale verarbeiten kann.

6.8 Metallographische Untersuchung des Halbzeuges

Die für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen verwendeten Näpfe bzw. Halbzeuge wurden mithilfe von Partnern aus der Industrie hergestellt. Eine sorgfältige Analyse der Halbzeuge bezüglich Gefüge, Härteverlauf und Maßhaltigkeit war dabei erforderlich, um diese Eigenschaften später bei der Auswertung der experimentellen Ergebnisse korrelieren zu können.

6.8.1 Probengeometrie und Probenvorbereitung

Die fachgerechte Herstellung eines metallografischen Schliffes ist eine unerlässliche Voraussetzung für die mikro- und makroskopische Untersuchung des Gefüges eines metallischen Werkstoffes. Bei der Entnahme der Probe darf es dabei durch das Austrennen zu keiner Veränderung der Gefüge kommen. In der vorliegenden Arbeit wurde die metallographische Analyse der Fließlinien und des Gefüges sowie die Härtemessung der Halbzeuge bzw. Näpfe in kaltverfestigten und weichgeglühten Zuständen durchgeführt. Für die Untersuchung des Gefüges der Halbzeuge wurde die Proben herausgearbeitet, eingebettet, geschliffen, poliert und geätzt. Die Ätzung dient dabei der Erzeugung unterschiedlicher Oxidschichten der Gefügebestandteile, was für die Unterscheidung der Phasen des Gefüges erforderlich ist. Eine polierte Oberfläche zählt zu den Grundprämissen für die Aussagekraft einer Härtemessung, da der sehr kleine Eindringkörper des Mikrohärtmesssystems bei einer zu rauen Oberfläche Rauigkeitstäler bzw. Rauigkeitsberge erfassen würde, was signifikante Abweichungen zur Folge hätte. Abbildung 6.6 zeigt beispielhaft Probenpräparationen für die metallographische Analyse in der Schliffebene für den Werkstoff 16MnCr5.

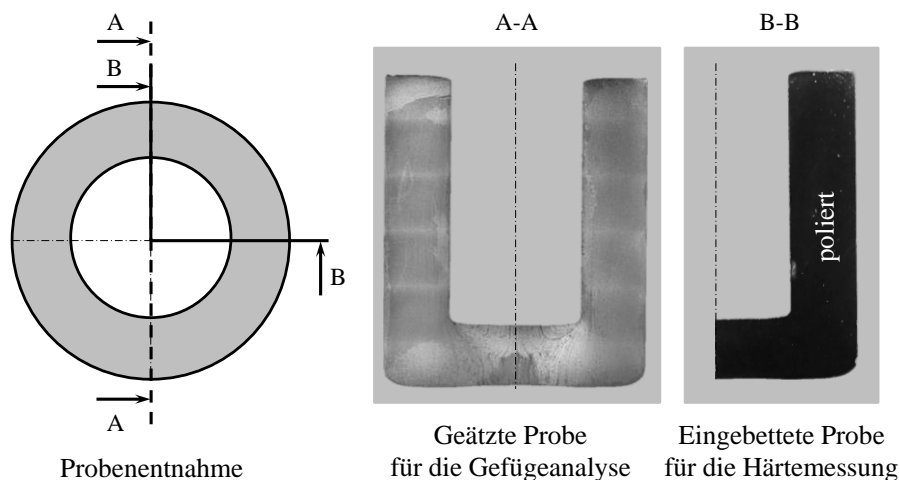
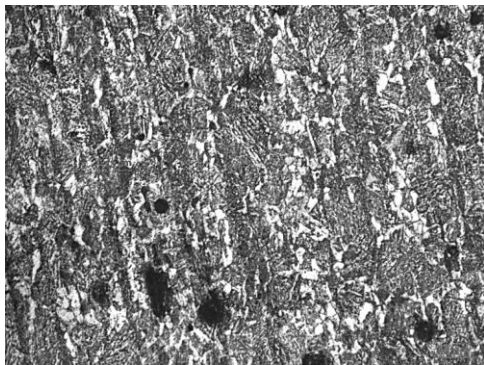


Abbildung 6.6: Probenpräparation für die metallographische Analyse

6.8.2 Gefügeanalyse und Härtemessung der Halbzeuge

In diesem Kapitel wird die Untersuchung des Gefüges und der Maßhaltigkeit der Pressteile zwecks Berücksichtigung bei der Auswertung der experimentellen Ergebnisse nach dem Abstreckgleitziehen behandelt. Die metallographische Untersuchung der Pressteile wurde mithilfe der REM-Analyse durchgeführt. Abbildung 6.7 zeigt die Gefügebilder von 16MnCr5 der weichgeglühten und auch kaltverfestigten Näpfe im GKZ-Zustand. Die Bilder wurden in der Mitte des Wandbereichs der Näpfe aufgenommen.

In Abbildung 6.7 links ist ein weichgeglühtes Gefüge mit eingeformter lamellarer Struktur des Perlits bzw. unteren Bainits, sowie darüber hinaus Ferrit (weiß), weichgeglühtes Zementit und Karbide (schwarz) erkennbar. Die Gefügeanalyse der weichgeglühten Näpfe zeigt eine deutlich sichtbare Rekristallisation im Boden- sowie Wandbereich mit fast runden Körnern (KG) von etwa 12 µm Durchmesser. Fließlinien sind sowohl beim Napf als auch beim nicht weichgeglühten Pressteil sichtbar. Abbildung 6.7 rechts stellt ein kaltverfestigtes Gefüge der Halbzeuge nach dem Napf-Rückwärts-Fließpressen dar. Das Gefüge war Zementit mit hellen Körnern, welche aber, da sie auch dunklere Karbid-Partikel enthielten, nicht eindeutig als ferritisch bezeichnet werden können. An den eckigen, umgeformten Kornformen ist deutlich zu erkennen, dass die Halbzeuge zuvor nicht weichgeglüht wurden. Obwohl die hellen ferritischen Körner viel langgestreckter erschienen, wiesen sie das gleiche Umformverhältnis wie die dunklen eindeutig erkennbaren zementitischen Körner auf.



Weichgeglüht



Kaltverfestigt

Abbildung 6.7: Gefügebilder aus dem Wandbereich gepresster Näpfe aus 16MnCr5; Links: weichgeglüht; Rechts: kaltverfestigt

Für die Bestimmung der Maßhaltigkeit der weichgeglühten und kaltverfestigten Näpfe wurde das optische Digital-Mikroskop VNX-5000 der Firma KEYENCE DEUTSCHLAND GmbH, welches über eine große Tiefenschärfe und moderne Messfunktionen für Inspektionen und Fehleranalysen verfügt, verwendet. Die Anwendung der gesamten, aus Objektiv, Kamera und Grafiksystem bestehenden Optik ermöglichte dazu eine Betrachtung mit optimaler Tiefenschärfe und Auflösung.

Dank gespeicherter Kalibrierung und automatischer Erkennung der Vergrößerung sind die Messungen präzise wiederhol- und nachprüfbar.

Die Abmessungen der Näpfe wurden ebenfalls mithilfe des optischen Digital-Mikroskops überprüft, wobei ein optimales, tiefscharfes Bild der geätzten Probe aufgenommen und die Messlinien bzw. Messradien auf das Bild aufgetragen wurden. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Abbildung 6.8 dargestellt. Durch die optischen Messungen wurden bei den Näpfen Bodendicken von $h = 6,6$ mm mit inneren Eckradien von ca. 1 mm ermittelt. Diese Abmessungen wurden bei den weiteren experimentellen Untersuchungen des Abstreckgleitziehens berücksichtigt. Der Innen- und Außendurchmesser sowie die Länge der Näpfe konnten bei jedem einzelnen Halbzeug direkt bei den experimentellen Untersuchungen mit einer Bügelmessschraube mit 0,01 mm Feinskala gemessen werden.

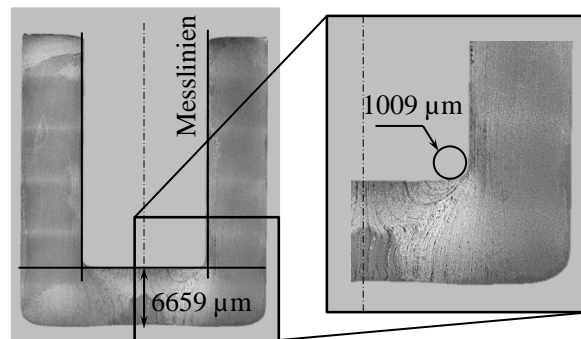


Abbildung 6.8: Bestimmung der Napfgeometrie für das nachfolgende Abstreckgleitziehen

Für die Bestimmung der Mikrohärtigkeit der weichgeglühten und kaltverfestigten Näpfe bzw. Halbzeuge kam das Messgerät PICODENTOR HM500 der Firma Helmut Fischer GmbH zum Einsatz. Mit diesem Messgerät wird der mechanische Widerstand ermittelt, den ein Werkstoff dem mechanischen Eindringen eines härteren Prüfkörpers entgegensetzt [DIN15]. Der Vorteil eines solchen Mikrohärtesystems liegt in einer sehr lokalen Messmöglichkeit. Damit sehr viele Messungen ausgeführt werden können, wurde ein Koordinatensystem über die zu messende Probe gelegt. Die Auswertung der einzelnen Messungen im Koordinatenraum führt dazu, dass nicht nur der Härtewert, sondern auch der Verlauf der Härtewerte im gesamten Bauteil bzw. Napf ermittelt werden kann.

Abbildung 6.9 zeigt die bei der Härtemessung aufgenommenen Härtewerte der weichgeglühten und kaltverfestigten Halbzeuge bzw. Näpfe. Die Mikrohärtmessungen wurden mit einer Prüfkraft von 300 mN nach Vickers [HV] durchgeführt. Um die Proben untereinander vergleichen zu können, wurde auf jede Probe ein Raster mit Messpunkten gelegt. Zur Darstellung eines vollständigen Bildes der Härteverteilung befanden sich die aufgenommenen Punkte sowohl im Boden- und Übergangs- als auch im Wandbereich der Näpfe. In Summe wurde die Härte an 25 Messpunkten in diesen Bauteilbereichen ermittelt. Die Auswertung der Ergebnisse der Härtemessung ergab,

dass manche Punkte im Vergleich zueinander deutlich höhere oder niedrigere Werte aufweisen. Dies lässt sich dadurch erklären, dass die Härtewerte von dem Gefüge am Messpunkt abhängig sind. Ferritisches Gefüge führt beispielsweise zu niedrigeren, Karbide zu höheren Werten.

Im Vergleich zu den weichgeglühten Näpfen wiesen die kaltverfestigten um ca. 100 HV höhere Härtewerte auf. Bei den kaltverfestigten Näpfen wurde eine Härte von ca. 315 HV im Boden bzw. ca. 300 HV im Wandbereich erreicht, während bei weichgeglühten die Werte bei ca. 210 HV im Boden bzw. ca. 200 HV im Wandbereich lagen. Diese Messergebnisse werden bei künftigen Härtemessungen der abstreckgleitgezogenen Pressteile zur Bestimmung der Steigerung der Härte herangezogen.

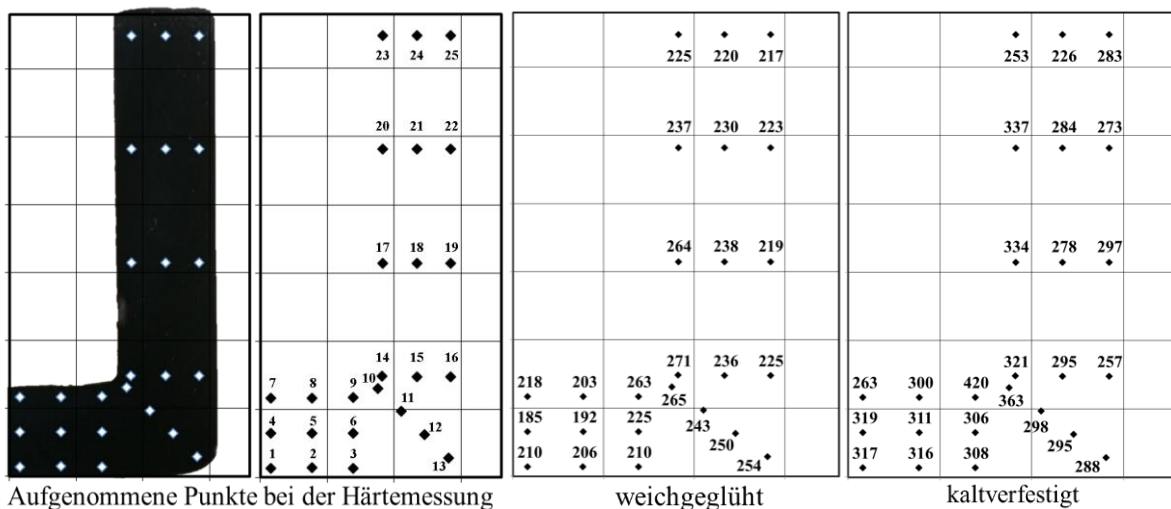


Abbildung 6.9: Härtemessung der weichgeglühten und kaltverfestigten Halbzeuge

6.9 Zusammenfassung der verwendeten Versuchstechnik

In diesem Kapitel wurden die für die experimentellen Untersuchungen (**Kapitel 7**) zur Validierung der numerisch und analytisch gewonnen Erkenntnisse (**Kapitel 5**) eingesetzten Schmierstoffe, Prozessketten, Versuchstechnik sowie der Versuchsplan erörtert und festgelegt.

Für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien wurden dabei auf Grundlage einer Literaturrecherche als am besten geeignete Schmiermittelsysteme das Schmiermittel MoS₂ und polymerbasierte Schmiermittel identifiziert (**Kapitel 6.1**). In **Kapitel 6.2** wurde jeweils eine Prozesskette zur Herstellung von weichgeglühten (mit Weichglühen zwischen dem NRFP und Abstreckgleitziehen) und kaltverfestigten Halbzeugen (ohne Weichglühen zwischen dem NRFP und Abstreckgleitziehen) beschrieben. Die mittels dieser Prozessketten hergestellten Halbzeuge werden in **Kapitel 7.1.2** zur Bestimmung des Einflusses der Kaltverfestigung auf die Formfüllung der Innengeometrie verwendet. Weiterhin wurde unter Berücksichtigung der festgelegten Schmierstoffsysteme und Prozessketten ein Versuchsplan zur experimentellen Vali-

dierung der numerischen bzw. analytischen Ergebnisse und Erkenntnisse erstellt. Zwecks fokussierter Untersuchungen der Einflussfaktoren auf das Abstreckgleitziehen sowie das nachfolgende Ausstoßen wurde dieser in vier Untersuchungsabschnitte unterteilt (**Kapitel 6.3**). Das auf Grundlage der Erkenntnisse der numerischen Untersuchungen (**Kapitel 5**) entwickelte Versuchswerkzeug sowie die für die Experimentalversuche verwendete Umformmaschine, Messtechnik und ihre Funktionen wurden in **Kapitel 6.4 – Kapitel 6.7** beschrieben. Abschließend wurden die weichgeglühten und kaltverfestigten Halbzeuge bezüglich Gefüge, Härteverlauf und Maßhaltigkeit metallografisch untersucht, um diese Werte später bei der Auswertung der experimentell ermittelten Ergebnisse korrelieren zu können (**Kapitel 6.8**). Dabei wurde unter anderen festgestellt, dass die kaltverfestigten Halbzeuge bzw. Näpfe im Vergleich zu den weichgeglühten um ca. 100 HV höhere Härtewerte aufweisen.

Die Ergebnisse dieses Kapitels werden in den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen (**Kapitel 7**) zur Validierung der Ergebnisse aus **Kapitel 5** sowie zur Bestimmung der Einflüsse der geometrischen und prozessspezifischen Parameter auf das Abstreckgleitziehen und nachfolgende Ausstoßen verwendet.

7 Experimentelle Untersuchungen

In diesem Kapitel werden die mithilfe der im vorherigen Kapitel 6 beschriebenen Versuchstechnik durchgeführten experimentellen Untersuchungen zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien erörtert. Der Fokus der durchgeführten experimentellen Untersuchungen liegt dabei auf der Bestimmung der Einflussgrößen der geometrischen und umformtechnischen Parameter auf die Ergebnisse des Umform- und Ausstoßprozesses wie Kraft, Formfüllung, Härteverteilung, etc.

7.1 Analyse des Umformprozesses

Im Folgenden werden die beim Abstreckgleitziehen aufgezeichneten Kraft-Weg-Verläufe in Bezug auf den Ziehring, die Formfüllung der Innengeometrie, die Härteverteilung im Pressteil sowie die Formgenauigkeit analysiert und deren Abhängigkeit von den in Tabelle 6.1 bis Tabelle 6.3 genannten Eingangsparametern bestimmt.

7.1.1 Ziehringkraft-Weg-Diagramm der Umformung weichgeglühter Näpfe

In diesem Abschnitt wurde der Einfluss der variierten Eingangsparameter auf die Ziehringkraft über dem Ziehringweg bzw. auf die maximalen Ziehringkräfte während des Abstreckgleitziehens betrachtet. Die aufgenommenen Ziehringkraft-Weg-Verläufe der Näpfe aus dem Werkstoff im GKZ-Gefügestand sind in Abhängigkeit von unterschiedlichen Schmierstoffen mit einer Pressgeschwindigkeit $v_P = 12$ U/min, Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$ und Umformgrad $\varphi = 0,51$ in Abbildung 7.1 links dargestellt. Jeder gezeigte Kraftverlauf stellt einen Mittelwert aus drei Einzelversuchen dar und kann in drei verschiedene Zeitbereiche unterteilt werden. Im Bereich I findet ein instationärer Anlaufvorgang des Umformprozesses statt. Die Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn sowie zwischen Pressteil und Ziehring nimmt mit Voranschreiten des Ziehrings zu, was zu einem deutlichen Anstieg der Reibungs- und Umformkräfte führte. Die maximalen Umformkräfte traten bei Erreichen des Außendurchmessers $D_2 = 22$ mm auf. Dabei geht der instationäre Anlaufvorgang in einen stationären Vorgang bzw. Bereich II über, in dem auch ein stationärer Zustand der Reibungskraft vorherrscht. Das Maximum der Ziehringkraft in den unter Anwendung von Schmierstoffen auf Polymerbasis aufgenommenen Verläufen ist auf ein spezifisches Reibungsverhältnis zwischen Pressteil und Werkzeug zurückzuführen. An diesem Punkt versagte vermutlich der Schmierstoff, was zu einer Erhöhung der Umformkräfte führte. Diese Vermutung wird im Rahmen der Formfüllungsanalyse der Innengeometrie überprüft (Kapitel 7.1.3). Im Bereich III nimmt die Kontaktfläche zwischen Pressteil und Werkzeug wieder ab, was zu einer Reduzierung der Reibungs- und Umformkraft führte.

Die Analyse des Einflusses verschiedener Schmierstoffe zeigte, dass die maximalen Umformkräfte bei Anwendung von MoS_2 mit ca. 110 kN um 20 % höher liegen als bei Anwendung von

Schmierstoffen auf Polymerbasis, bei denen sie bei ca. 89 kN liegen (Abbildung 7.1 links). Diese Differenz kann auf die niedrigen Reibungszahlen von Schmierstoffen auf Polymerbasis [Gro15b] oder auf eine Unterfüllung der Innengeometrie zurückgeführt werden. Darüber hinaus führte die Einbringung der helixförmigen Innengeometrie im Vergleich zu einem konventionellen, konstanten Durchmesser zu einer Erhöhung der maximalen Umformkraft um bis zu 27 %. Im Vergleich zu den numerischen Simulationen wiesen die experimentell ermittelten Ziehringkräfte einen um ca. 28 % niedrigeren Wert auf, was durch die Einstellparameter des Weichglühvorgangs oder durch fehlerhafte Anpassung der Reibung zwischen Pressteil und Werkzeug in der Prozesssimulation begründet sein kann. Für die Simulationen wurden die durch Stauchversuche aufgenommenen Fließkurven des weichgeglühten Werkstoffs 16MnCr5 verwendet. Die für die experimentellen Versuche verwendeten genapften, speziell für die Auflösung der nach dem Napf-Rückwärts-Fließpressen auftretenden Kaltverfestigung weichgeglühten Halbzeuge wurden von Partnern aus der Industrie geliefert.

Abbildung 7.1 rechts zeigt die maximalen Umformkräfte der Werkstoffgefügezustände bei unterschiedlichen Hubzahlen, bei $\beta = 35^\circ$, $\varphi = 0,51$ und unter Anwendung des Schmiermittels MoS_2 . Ferner kann der Abbildung entnommen werden, dass die Hubzahl bzw. Ziehringgeschwindigkeit keinen signifikanten Einfluss auf die maximale Ziehringkraft aufweist und damit die experimentellen Ergebnisse mit den numerischen weitgehend übereinstimmen (Kapitel 5.3.1). Der FP-Zustand wies im Vergleich zum GKZ-Zustand um 4 % höhere Umformkräfte auf. Die maximale Umformkraft bei Umformung des Werkstoffs im FP-Zustand betrug dabei 118 kN.

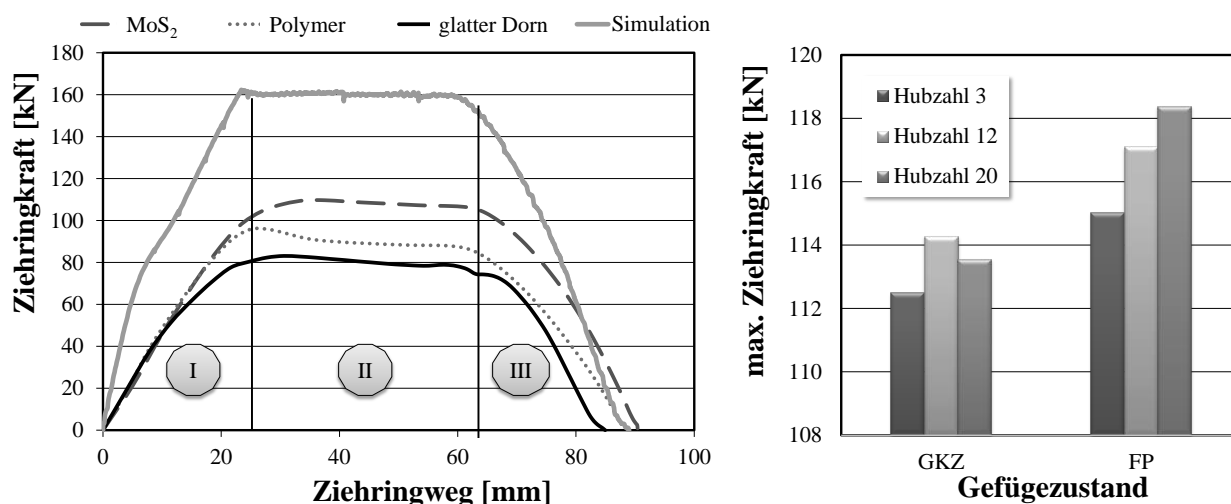


Abbildung 7.1: Links: Aufgenommene Ziehringkraft-Weg-Verläufe in Abhängigkeit von unterschiedlichen Schmierstoffen beim Abstreckgleitziehen des Napfes aus 16MnCr5 im GKZ-Zustand, Hubzahl 12 U/min, $\beta = 15^\circ$, $\varphi = 0,51$; Rechts: Maximale Ziehringkraft in Abhängigkeit von unterschiedlichen Werkstoffzuständen und Hubzahlen bei $\beta = 35^\circ$, $\varphi = 0,51$

Der Einfluss der Hubzahl auf die maximale Umformkraft des Werkstoffs im GKZ Gefügestand bei $\varphi = 0,51$ unter der Anwendung von verschiedenen Schmierstoffen und Dornschrägungswinkeln ist in Abbildung 7.2 links dargestellt. Die Ergebnisse zeigten, dass die Hubzahl die Umformkraft bei Variation des Schmierstoffs oder Schrägungswinkels leicht beeinflussen kann. Durch Erhöhung der Hubzahl steigt die Umformwärme geringfügig an, die Ziehringkraft nimmt dadurch ab. Dieser Effekt war jedoch nur bei Verwendung des Schmierstoffs auf Polymerbasis zu beobachten. Der Einfluss der Hubzahl auf die Ziehringkraft bei MoS_2 war kaum bemerkbar, was den Ergebnissen der numerischen Untersuchungen entspricht. Eine Vergrößerung des Schrägungswinkels führte jedoch zu einer marginalen Erhöhung des Umformgrads und verursacht dadurch eine leichte Steigerung der Umformkraft. Außerdem wurde festgestellt, dass die Umformkräfte bei Anwendung von MoS_2 durch Variation der Eingangsparameter nur geringfügig um ca. 3 % beeinflusst werden können, wohingegen bei Polymerschmiermitteln eine Veränderung von ca. 8 % möglich ist. Daraus konnte geschlossen werden, dass Polymer sensibler auf eine Änderung des Umformgrads sowie der Umformwärme reagiert. Die maximalen Umformkräfte unter Anwendung von MoS_2 bzw. Polymer betragen bei einem Schrägungswinkel von 35° 114 kN bzw. 104 kN.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurde außerdem der Einfluss des Umformgrades auf die Ziehringkraft betrachtet. Abbildung 7.2 rechts stellt den Zusammenhang zwischen Umformkraft und Umformgrad bei verschiedenen Schmiermitteln, $\beta = 35^\circ$ und der Hubzahl 12 U/min dar. Mit Reduzierung des Umformgrades traten geringere maximale Ziehringkräfte auf. Ein geringerer Umformgrad führte zudem zu einer kleineren Reibungsfläche zwischen Ziehring und Werkstück, wodurch sich die geringeren Ziehringkräfte erklären lassen. Dementsprechend wurde bei gleichem Schrägungswinkel mit kleinerem Umformgrad, da vermutlich eine starke Unterfüllung der Innengeometrie stattfand, auch der Kraftunterschied zwischen den beiden Schmierstoffen geringer. Die Analyse der experimentellen Untersuchungen zeigte entsprechend der numerischen Untersuchungen (Abbildung 5.6 rechts) bei Vergrößerung des Umformgrades von 0,28 auf 0,51 eine Krafterhöhung von bis zu 40 %. Die maximale Ziehringkraft betrug bei Einsatz des Schmierstoffes MoS_2 für den Umformgrad $\varphi = 0,51$ dabei ca. 118 kN.

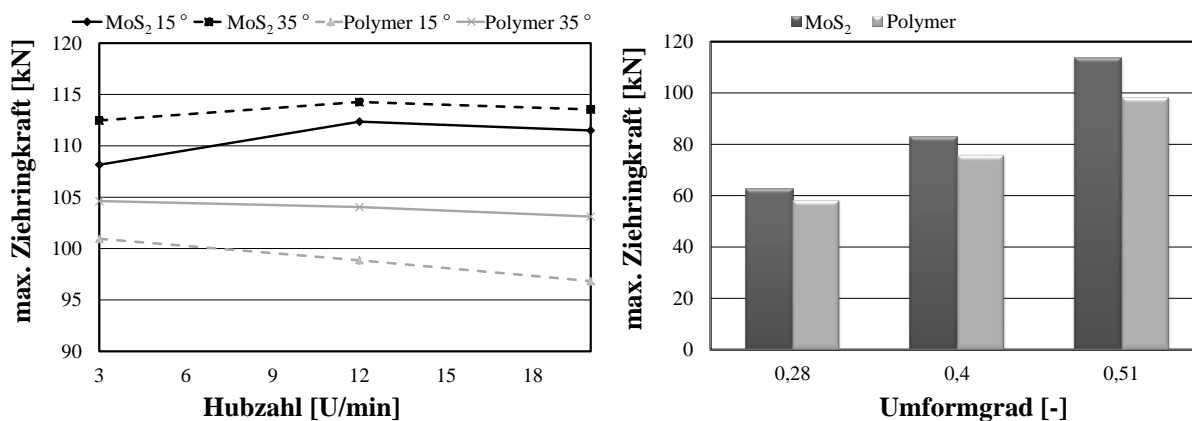


Abbildung 7.2: Abhängigkeit der Ziehringkraft; Links: von der Hubzahl bei verschiedenen Schmierstoffen und Schrägungswinkeln für den GKZ-Werkstoff, $\varphi = 0,51$; Rechts: von unterschiedlichen Umformgraden bei $\beta = 35^\circ$ und Hubzahl 12 U/min

Als Ergebnis der experimentellen Untersuchungen kann festgehalten werden, dass der Schmierstoff im Vergleich zu allen anderen in Tabelle 6.1 bis Tabelle 6.3 aufgeführten Eingangsparametern den größten Einfluss auf die maximalen Ziehringkräfte aufwies. Das verwendete Schmiermittel auf Polymerbasis führte dabei zu niedrigeren Reibungszahlen als MoS₂ [Gro15b], was eine Reduzierung der Ziehringkraft um 20% zur Folge hatte. Eine Erhöhung der Hubzahl sowie die Reduzierung des Schrägungswinkels β verursachte bei Anwendung des Schmierstoffs auf Polymerbasis einen geringfügigen Abfall der maximalen Ziehringkraft. Bei dem Einsatz von MoS₂ war ein Abfall kaum festzustellen. Dies kann auf eine erhöhte Sensibilität des Schmierstoffs auf Polymerbasis auf Umformgrad und Umformwärme zurückgeführt werden. Der Gefügestand des Werkstoffs zeigte keinen erwähnenswerten Einfluss auf die Umformkraft. Die maximale Umformkraft von ca. 118 kN wurde beim Werkstoff im FP-Zustand unter Verwendung des Schmiermittels MoS₂ und einem Umformgrad von $\varphi = 0,51$ erreicht. Die experimentell ermittelten Abhängigkeiten der Ziehringkraft von den Prozessparametern stimmen mit den Ergebnissen der numerischen Untersuchungen überein (Kapitel 5.3.1).

7.1.2 Einfluss der Kaltverfestigung auf den Umformprozess

Bei den experimentellen Untersuchungen wurden sowohl die weichgeglühten als auch kaltverfestigten Näpfe bzw. Näpfe ohne Wärmebehandlung zwischen NRFP und Abstreckgleitziehen umgeformt. Der Fokus lag dabei hauptsächlich auf der Bestimmung des Einflusses der Kaltverfestigung auf die Eigenschaften des Pressteils sowie des Umform- und Ausstoßprozesses. Bei der Durchführung des Experiments wurden folgende geometrische und prozessspezifische Parameter verwendet: ein Dorn mit dem Schrägungswinkel $\beta = 35^\circ$, Umformgrad $\varphi = 0,51$, Schmiermittel MoS₂, Napflänge $l = 37$ mm und eine Hubzahl von 12 U/min.

Während des ersten Umformversuches wurde die Auswerferhülse im Ziehring fest eingeklemmt, was schließlich zu einem Abreißen des Dorns führte (Abbildung 7.3 links). Um die Ursache des

fehlerhaften Werkstoffflusses zu ermitteln, wurde die Auswerferhülse mit dem Pressteil und dem Rest des gebrochenen Dorns aus dem Ziehring ausgepresst (Abbildung 7.3 rechts). Diese unerwarteten Ergebnisse wurden mithilfe der Analyse des Werkstoffflusses sowie der auftretenden Zugspannungen im Bodenbereich des Napfes nachgerechnet und konnten nachträglich erklärt bzw. begründet werden.

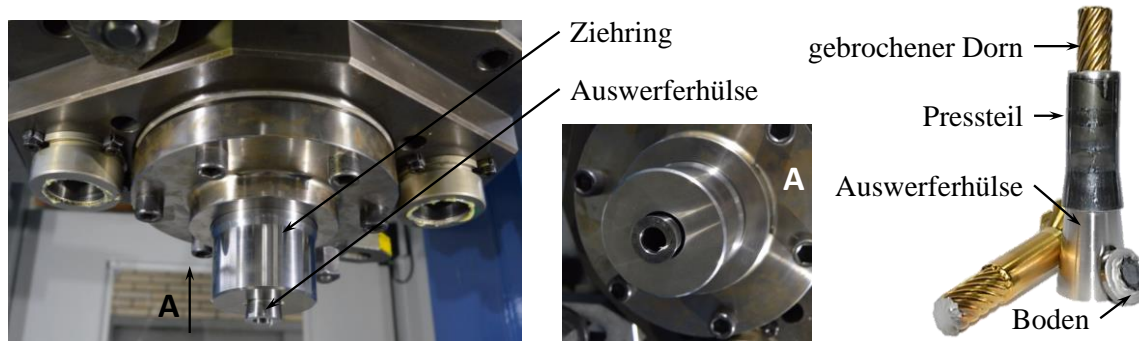


Abbildung 7.3: Links: Im Ziehring eingeklemmte Auswerferhülse nach dem Umformen; Rechts: Ausgepresste Auswerferhülse mit dem Pressteil und dem Rest des gebrochenen Dorns

Bei der Umformung entstanden erhöhte Zugspannungen im Bodenbereich des Napfes, welche die Zugfestigkeitsgrenze des Werkstoffs überschritten. Die Reibungskräfte zwischen Werkzeug und Pressteil waren nicht groß genug, um den gefährdeten Querschnitt zu entlasten, wodurch ein Bodenabriss verursacht wurde. Da die experimentellen Untersuchungen mit einer servo-mechanischen Presse durchgeführt wurden, kann der Stößelweg nicht durch eine angegebene Kraft vorgegeben werden, sodass der Stößel immer durch den unteren Totpunkt fährt. Dieses hatte zur Folge, dass der Napf nach dem Bodenabriss durch den Ziehring mitgezogen wurde. Bei einem bestimmten Stößelweg entstand ein Kontakt zwischen Napf und Auswerferhülse, wonach ein Stauchen des Napfes begann. Der Werkstoff floss dabei inhomogen und unkontrolliert zunächst zwischen Auswerferhülse und Ziehring. Bei Erreichung höherer Reibungskräfte wurde die Richtung des Werkstoffflusses auf den Bereich zwischen Dorn und Ziehring geändert. Dabei wurde der inhomogene Werkstofffluss durch die helixförmige Dorngeometrie zusätzlich gedreht, was zu einer inhomogenen Wirkung von Umform- und Reibungskräften führte und den Dornabriss verursachte. Der aufgenommene Kraft-Weg-Verlauf sowie Prozessverlauf bei der Umformung von kaltverfestigten Halbzeugen ist in Abbildung 7.4 schematisch dargestellt.

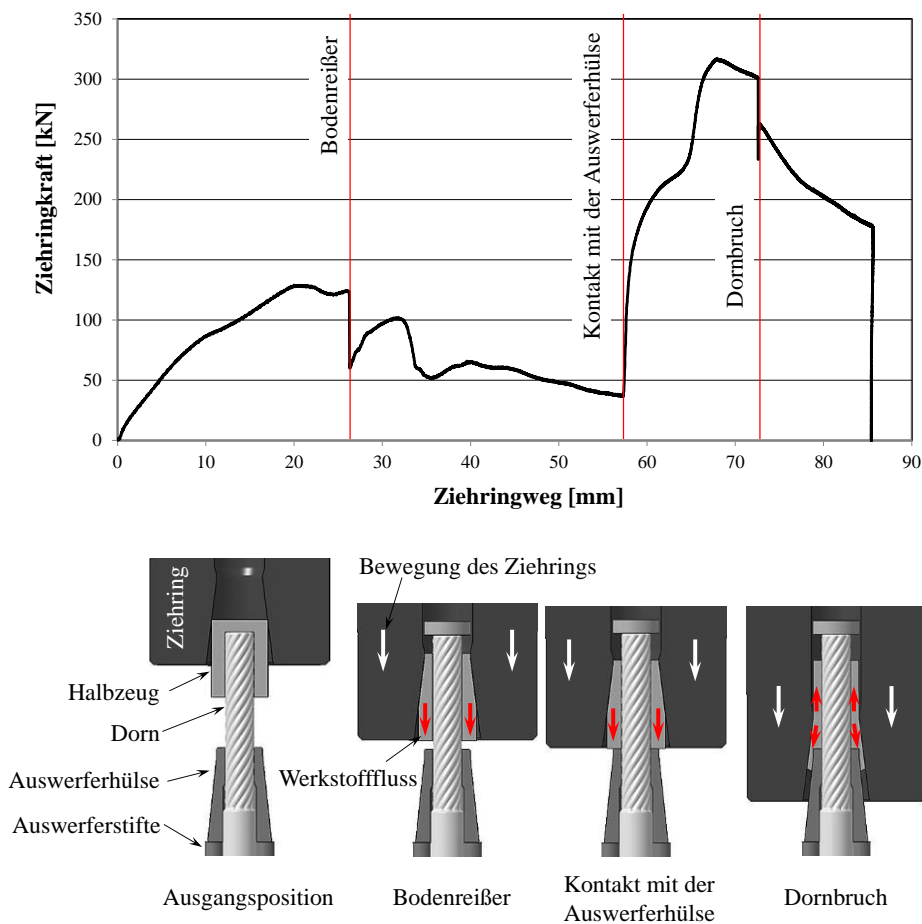


Abbildung 7.4: Ziehringkraft-Weg-Diagramm und schematische Darstellung des Prozessverlaufes bei der Umformung von kaltverfestigten Näpfen

Solche erhöhten unerwartet auftretenden Zugspannungen sowie der inhomogene Werkstofffluss können durch den „Bauschinger-Effekt“ des Werkstoffes erklärt werden (Anhang 10.4, Abbildung 10.8). Bei der numerischen Untersuchung des Abstreckgleitziehens von kaltverfestigten Näpfen wurde der „Bauschinger-Effekt“ nicht festgestellt, da ein für Simulationen des Massivumformprozesses typisches isotropes Verfestigungsmodell eingesetzt wurde. Die Entwicklung eines isotrop-kinematischen Verfestigungsmodells wird zwar am IUL untersucht [IGF25], ist jedoch bislang kaum erforscht (Anhang 10.4, Abbildung 10.9). Ein vorzeitiges Werkstoffversagen konnte bei der Simulation deshalb nicht bestimmt werden, was beim Experiment zum Bodenabriss und nachfolgenden Dornbruch führte. Da der „Bauschinger-Effekt“ bei der Werkstoffmodellierung in numerischen Untersuchung nicht berücksichtigt werden kann, wurden in der vorliegenden Arbeit keine weiteren experimentellen Untersuchungen des Abstreckgleitziehens von kaltverfestigten Näpfen durchgeführt.

7.1.3 Analyse der Formfüllung der Innengeometrie

Wie in Kapitel 6.8.2 bereits erwähnt, wurde für die Bestimmung der Formfüllung der weichgeglühten sowie kaltverfestigten Näpfe das optische Digital-Mikroskop VNX-5000 der Firma Keyence Deutschland GmbH verwendet. Zur Feststellung des Verlaufs der Formfüllung über die

gesamte Länge der Proben bzw. abstreckgleitgezogenen Pressteile wurden diese in definierten Abständen in Abhängigkeit ihrer Länge in vier, fünf oder sechs Abschnitte quer zur Achse abrasiv aufgetrennt. Die abgesägten Sektionen der Pressteile wurden anschließend geschliffen. Die getrennten abstreckgleitgezogenen Pressteile sind in Abbildung 7.5 dargestellt.

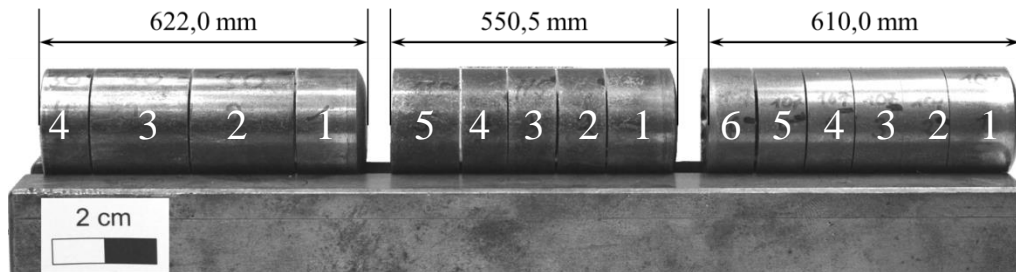


Abbildung 7.5: Abstreckgleitgezogene Pressteile, aufgetrennt in 4-6 Sektionen

Als Bewertungskriterium der Unterfüllung wurde der radiale Spalt Δr_i gemäß Abbildung 7.6 definiert. Sobald eine Rippe unterfüllt war und nicht der Geometrie des Dorns entsprach, wurde ein Bild (Abbildung 7.6 zeigt es exemplarisch) mit einer entsprechenden Markierung aufgenommen. Mit dieser Auswertungsmethodik kann keine vollständige Beschreibung der Formfüllung über die gesamte Bauteillänge erstellt werden, grundlegende Tendenzen und Zusammenhänge lassen sich damit jedoch erkennen. Es war zu beobachten, dass die auftretende Unterfüllung nicht bei allen Rippen mittig zu finden ist, sondern sich meistens außerhalb der Winkelhalbierenden befand (Abbildung 7.6 rechts). Dies kann durch den Werkstofffluss, der nicht nur strikt auf axiale oder auf radiale Richtung beschränkt ist, sondern auch eine Rotation entlang der Steigung des Dorns erfährt, begründet werden. Dieser Effekt wurde auch bei den numerischen Untersuchungen festgestellt. Die Messung des radialen Spalts diente demnach als eine qualitative Methodik zur Bestimmung der Formfüllung.

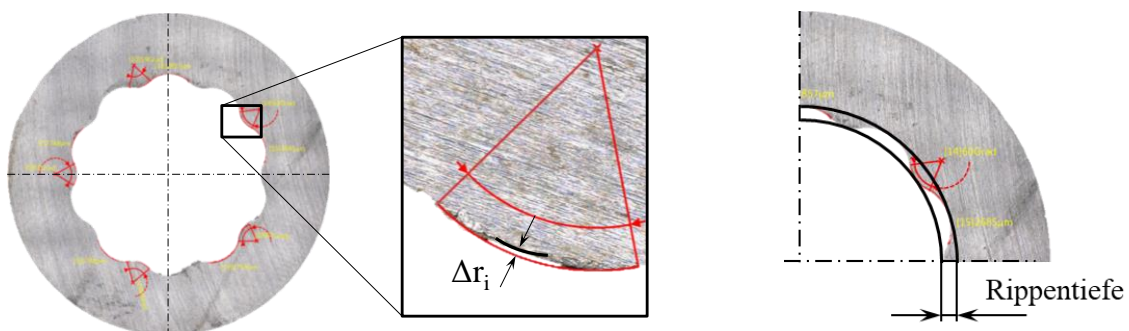


Abbildung 7.6: Auswertungsmethodik zur Bestimmung der Unterfüllung und Rippentiefe

Die ermittelten Werte der Unterfüllung der Innengeometrie Δr_i in Abhängigkeit von Schmierstoff, Schrägungswinkel und Hubzahl bei $\varphi = 0,51$ sind Abbildung 7.7 zu entnehmen. Jeder Wert entspricht dem Mittelwert aus allen gemessenen Unterfüllungen Δr_i der gesamten Länge des Pressteils. Die maximalen und minimalen Werte sind durch den Fehlerindikator dargestellt. Das Schmiermittel auf Polymerbasis wies aufgrund seiner niedrigen Reibungszahlen [Gro15b] bei

$\beta = 35^\circ$ im Vergleich zum Schmierstoff MoS_2 eine Steigerung der Unterfüllung um 70 % auf. Wie bereits bei den numerischen Untersuchungen festgestellt wurde (Kapitel 5.3.1), hat die erhöhte Reibung zwischen Pressteil und Dorn beim Abstreckgleitziehen von helixförmigen Innengeometrien einen positiven Einfluss auf die Formfüllung, da der Werkstofffluss in axialer Richtung gehemmt und in radialer Richtung begünstigt wird. Durch die Erhöhung des Schrägungswinkels stieg der Umformgrad leicht an, was die Formfüllung zusätzlich förderte. Der Einfluss der Umformwärme ließ sich hier ebenfalls ansatzweise erkennen, da bei beiden Schmierstoffen mit steigender Hubzahl auch der radiale Spalt bzw. die Unterfüllung Δr_i um ca. 30 % zunahm. Die numerisch ermittelte Unterfüllung der Innengeometrie von bis zu $15 \mu\text{m}$ (Abbildung 5.23) wurde unter Anwendung eines Schrägungswinkels $\beta = 35^\circ$, Umformgrads $\varphi = 0,51$ und Hubzahl 12 U/min festgestellt. Die experimentell ermittelten Unterfüllungen lagen im Bereich zwischen $9 \mu\text{m}$ und $17 \mu\text{m}$ (Abbildung 7.7), was den numerischen Ergebnissen entsprach.

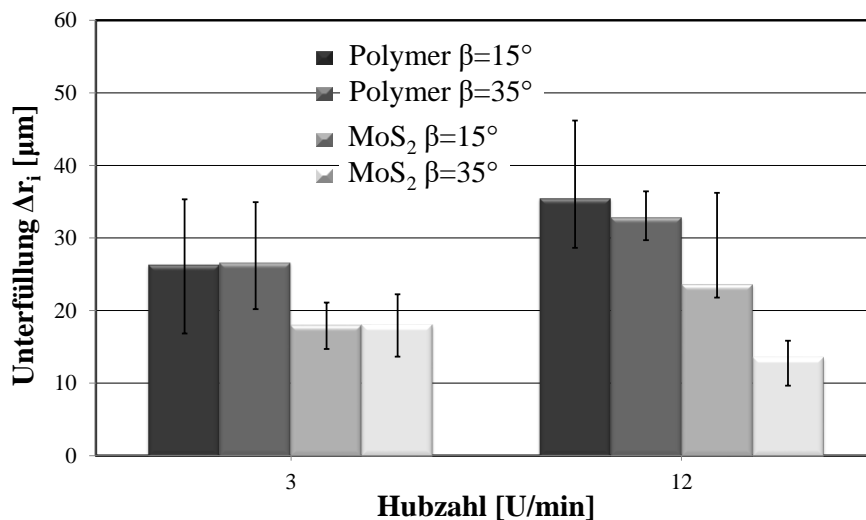


Abbildung 7.7: Unterfüllung Δr_i in Abhängigkeit von Hubzahl, Schrägungswinkel β und verschiedenen Schmierstoffen bei $\varphi = 0,51$, Werkstoff 16MnCr5 im GKZ-Zustand

Der Einfluss der Höhe des Umformgrades auf die Formfüllung der Innengeometrie bei einer Hubzahl von 12 U/min und $\beta = 15^\circ$ ist in Abbildung 7.8 dargestellt. Mit zunehmendem Umformgrad war eine ca. 70 %ige Reduzierung des radialen Spalts bzw. ein höherer Formfüllungsgrad zu erkennen. Die Erhöhung des Umformgrads ging mit einer Erhöhung des Außendurchmessers des Halbzeuges (Tabelle 6.3) und damit einer Querschnittsänderung einher. Dem Prozess stand somit für einen gleichbleibenden Endquerschnitt ein größeres in radialer Richtung fließendes Werkstoffvolumen zur Verfügung, wodurch eine höhere Formfüllung erreicht wurde. Aufgrund der erhöhten plastischen Formänderung stieg dabei jedoch die Umformwärme an, was dem Werkstoff das Fließen in axialer Richtung erleichterte und eine mögliche Ursache für die geringen Abweichungen der Messwerte beim Einsatz vom polymerbasierten Schmierstoff bei einem Umformgrad von $\varphi = 0,51$ sein konnte. Welcher Vorgang einen größeren Einfluss auf die Formfüllung ausübte, ließ

sich nicht abschließend klären. Der niedrigste gemessene Wert betrug $14\ \mu\text{m}$ und wurde bei dem Umformgrad $\varphi = 0,4$ erreicht.

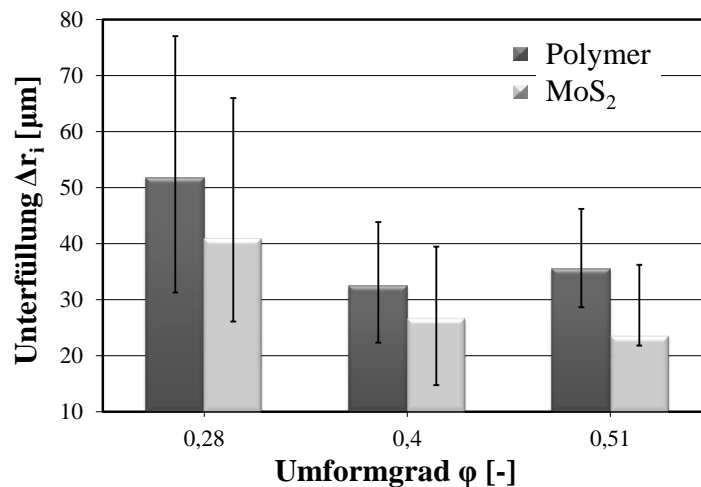


Abbildung 7.8: Abhängigkeit der Unterfüllung Δr_i vom Umformgrad bei der Hubzahl 12 U/min und einem Schrägungswinkel von $\beta = 15^\circ$

Bei Betrachtung der aufgetragenen Fehlerindikatoren wiesen die mit MoS₂ geschmierten Presserteile zusätzlich zu der formgenaueren Abbildung der Dorngeometrie deutlich geringere Schwankungen als die unter gleichen Voraussetzungen und Parametern des Umformprozesses unter Anwendung des Polymerschmierstoffes hergestellten Pressteile auf (Abbildung 7.8). Die Fehlerindikatoren waren bei polymerbeschichteten Pressteilen sehr breit gestreut und auch eine Variation der Hubzahl (Abbildung 7.7) führte zu größeren Unterschieden der Unterfüllung. Die bei polymerbeschichteten Pressteilen auftretenden Schwankungen wurden durch Hubzahl und Umformgrad stark beeinflusst (Abbildung 7.7 und Abbildung 7.8), was sich auf die geringe Temperaturbeständigkeit dieses Schmierstoffes und die Oberflächenvergrößerung des Pressteils zurückzuführen ließ. Das Schmiermittel MoS₂ hat sich aufgrund seiner konstanten Schmierleistung über einen großen Temperaturbereich und trotz starker Oberflächenvergrößerungen in den meisten Anwendungsbereichen der Kaltmassivumformung durchgesetzt. In Abbildung 7.7 zeigen sich diese Eigenschaften besonders deutlich anhand der geringen Schwankungen bei gleichartigen Pressteilen bzw. Fehlerindikatoren und den geringen Veränderungen der Unterfüllung über der Hubzahl.

Weiterhin wurde die Verteilung der Unterfüllung Δr_i sowie die Anzahl der unterfüllten Rippen entlang der gesamten Länge des Pressteils hinsichtlich des Formfüllungsverlaufs untersucht. Abbildung 7.9 links veranschaulicht die Formfüllung der Innengeometrie, rechts die Anzahl der unterfüllten Rippen im Querschnitt in Abhängigkeit von ihrer Position im Pressteil. Zum Verständnis der Formfüllung müssen beide Seiten dieser Abbildung in gegenseitiger Relation näher betrachtet werden. Im Vergleich zum polymerbasierten Schmierstoff wurde bei Verwendung des Schmierstoffes MoS₂ eine wesentlich höhere und gleichmäßiger verteilte Formfüllung erreicht.

Eine Schmierung auf Polymerbasis führte bei sämtlichen im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen zu einer wesentlich höheren Anzahl unterfüllter Rippen als bei einer Schmierung mit MoS₂. Die Anzahl unterfüllter Rippen nahm aufgrund der aus der plastischen Formänderung entstehenden und dem Werkstoff das Fließen in axialer Richtung erleichternden Umformwärme bei Verwendung von MoS₂ mit zunehmender Entfernung vom Boden leicht ab. Da sich der höchste Umformgrad am Boden des Pressteils befindet, wodurch diese erhöhte Umformwärme entsteht, konnte der Werkstoff die bodennahen Rippenbereiche nicht vollständig ausfüllen. Mit fortschreitendem Werkzeugweg steigt der Kontakt zwischen Pressteil und Werkzeug an, wodurch die Temperatur im Pressteil um ca. 20 % abnahm und die Anzahl unterfüllter Rippen reduziert wurde (Abbildung 5.23 rechts). Die experimentellen Ergebnisse stimmten dabei mit denen der numerischen Untersuchungen überein (Abbildung 5.23 links). Es ist festzuhalten, dass mit dem Schmierstoff MoS₂ grundsätzlich bessere Ergebnisse bezüglich der Anzahl unterfüllter Rippen und Größe des durchschnittlichen radialen Spalts als mit dem polymerbasierten Schmierstoff erreicht werden können. Die Erkenntnisse dieser Untersuchungen legen die Vermutung nahe, dass der Schmierstoff auf Polymerbasis sensibler als MoS₂ auf Temperaturänderungen im Pressteil während des Umformprozesses reagiert. Die unregelmäßige Verteilung der unterfüllten Rippen konnte neben der Temperaturverteilung im Pressteil auch auf die ungleichmäßige Schmierstoffdicke, den helixförmigen Werkstofffluss und wahrscheinlich auf ein partielles Schmierstoffversagen zurückgeführt werden. Eine getrennte Betrachtung dieser Einflussparameter sowie die Bestimmung ihrer Auswirkung auf die Verteilung der unterfüllten Rippen war während des Umformprozesses nicht möglich.

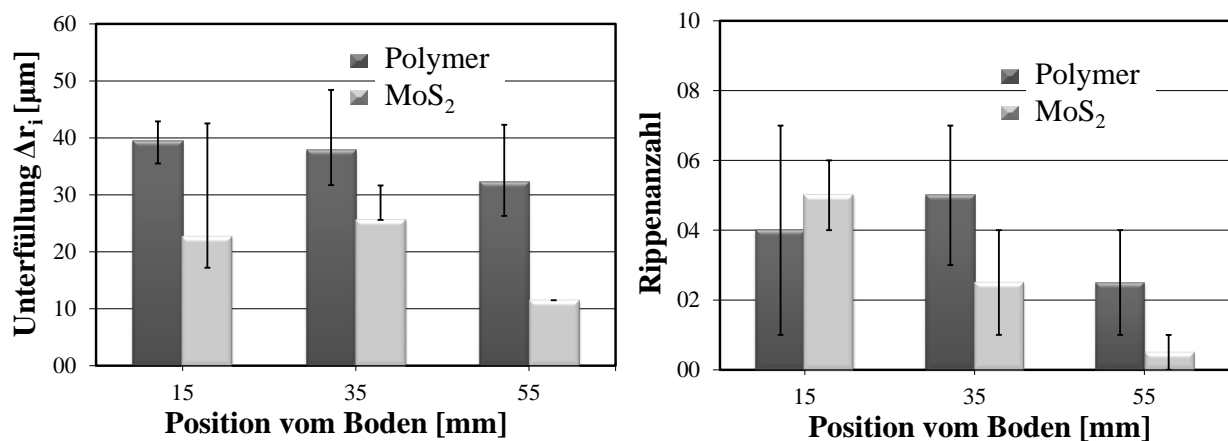


Abbildung 7.9: Links: Unterfüllung Δr_i entlang des Pressteils; Rechts: Anzahl unterfüllter Rippen entlang des Pressteils bei Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$, Umformgrad $\varphi = 0,51$ und Hubzahl 12 U/min

Abbildung 7.10 links zeigt die optisch gemessene Rippentiefe am Querschnitt mehrerer Pressteile bei unterschiedlichen Schmierstoffen und Umformgraden. Mit steigendem Umformgrad konnte eine Erhöhung der Formfüllung um ca. 17 % beobachtet werden. Dabei ist jedoch anzumerken, dass sich die Rippentiefe nur begrenzt als Bewertungskriterium für die Formfüllung eignet. Die

Rippentiefe stellt die Strecke zwischen den Kreisen dar, die am Rippenkopf und am Rippengrund anliegen und deren Mittelpunkt auf der Pressteilachse liegt (Abbildung 7.6). Da sich die Unterfüllung nicht mittig am Rippenkopf, sondern seitlich davon leicht verschoben ausbildete, konnte sie nur bedingt anhand der gemessenen Rippentiefe ermittelt werden. Abbildung 7.10 rechts stellt die erreichten Rippentiefen der Pressteile bei Anwendung unterschiedlicher Schmierstoffapplikationen, Schrägungswinkel der Innengeometrie und Hubzahlen dar. Die bei Schmierung der Pressteile mit MoS₂ gemessene Rippentiefe wich von der mittels der roten Linie dargestellten Rippentiefe des Dorns geringer ab als jene der Pressteile, die mit dem polymerbasierten Schmiermittel hergestellt wurden.

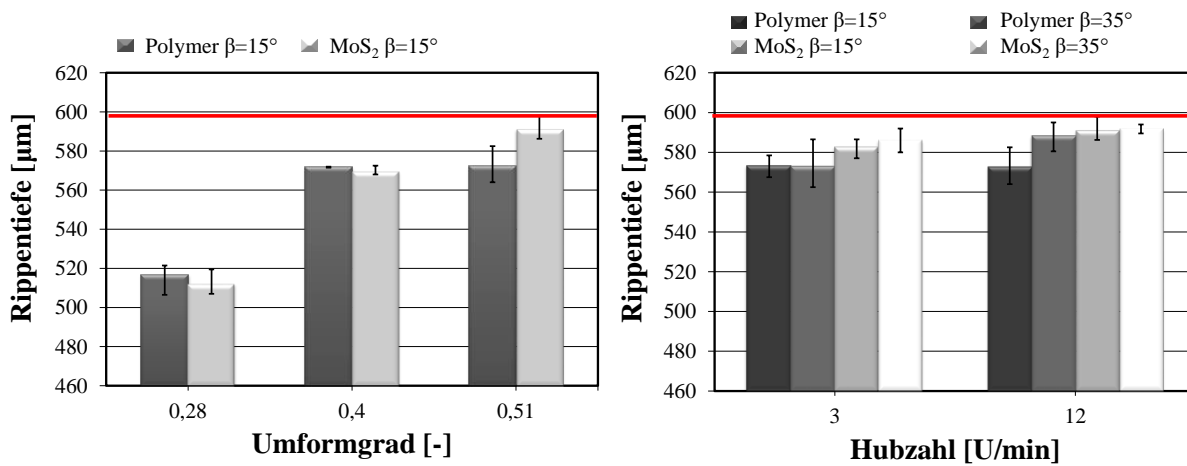


Abbildung 7.10: Links: Abhängigkeit der Rippentiefe von unterschiedlichen Schmiermitteln und Umformgrad bei Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$; Rechts: Abhängigkeit der Rippentiefe von der Hubzahl bei verschiedenen Schrägungswinkeln und Schmiermitteln

Die in diesem Abschnitt gewonnenen experimentellen Erkenntnisse stimmen mit den numerischen Untersuchungen hinsichtlich der Formfüllung der Innengeometrie und der Verteilung der unterfüllten Rippen hinreichend überein. Von den in diesen experimentellen Untersuchungen variierten Parametern Schmiermittel, Umformgrad, Hubzahl und Schrägungswinkel hatte die Wahl des Schmiermittels den größten Einfluss auf die Formfüllung. Wie die Untersuchungen in diesem Kapitel zeigten, gilt bei Variation dieser Parameter: je höher die Reibungszahl, je größer der Schrägungswinkel und je kälter das Pressteil während des Umformprozesses, desto besser die resultierende Formfüllung der Innengeometrie. Der mit 9 µm niedrigste Wert der Unterfüllung wurde bei einem Schrägungswinkel $\beta = 35^\circ$, Umformgrad $\varphi = 0,51$ sowie der Hubzahl 12 U/min erreicht. Entsprechend der numerischen Simulationen wurde festgestellt, dass die auftretende Unterfüllung nicht bei allen Rippen mittig liegt, sondern sich in der Regel vollständig außerhalb der Winkelhalbierenden befindet. Die Unterfüllung nahm mit zunehmender Entfernung vom Boden leicht ab. Mit dem Schmierstoff MoS₂ ließen sich bessere Ergebnisse bezüglich der Werte des durchschnittlichen radialen Spalts und eine geringere Anzahl unterfüllter Rippen als mit dem Schmierstoff auf Polymerbasis erzielen. Dies legt die Vermutung, dass der Schmierstoff auf Polymerbasis sensibler

auf Temperaturänderungen im Pressteil und Oberflächenvergrößerung während des Umformprozesses reagiert, nahe.

7.1.4 Ermittlung der Härteverteilung im Pressteil

Um den Härteverlauf in abstreckgleitgezogenen Pressteilen sowie die Härtesteigerung nach dem Abstreckgleitziehen zu bestimmen, wurden in diesem Kapitel Härtemessungen der Pressteile durchgeführt. Zur Erreichung einer höheren, für die Ermittlung der Härtewerte erforderlichen Oberflächengüte wurden die Proben poliert. Der Schnittflächen der abgetrennten Sektionen aller Proben (Abbildung 7.5) wurden mithilfe des Härtemessgeräts Picodentor der HELMUT FISCHER GmbH gemäß Abbildung 7.11 in jeweils 12 Messpunkten identisch angefahren, aufgenommen und ausgewertet. Als Härteskala wurde Vickers gewählt. Die Krafterhöhung von 300 N wurde binnen 20 s aufgebracht, zur Berücksichtigung des Kriechens 5 s gehalten und innerhalb von 20 s reduziert.

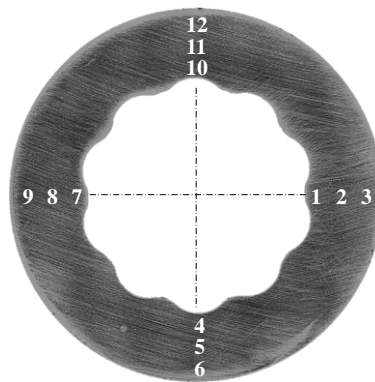


Abbildung 7.11: Messpunkte zur Ermittlung der Härteverteilung der abgetrennten Sektionen der abstreckgleitgezogenen Pressteile

Die Härteverteilung im Pressteil ist in Abbildung 7.12 links dargestellt. Für die Ermittlung der Härteverteilung wurden drei Messpositionen, jeweils eine am inneren und äußeren Bauteilrand sowie eine in der Wandmitte festgelegt und die Härte nach Vickers an mehreren Pressteilen unterschiedlicher Umformgrade bestimmt. Bei jeder Probe nahm die Härte in Richtung der Bauteillängsachse mit jedem Messpunkt um ca. 15 % zu. Da auch nach dem Weichglühen der kaltverfestigten Näpfe die Kaltverfestigung und Eigenspannungen im Pressteil nicht vollständig abgebaut werden konnten, wurde zur Feststellung der Ursache einer solchen Härteverteilung die eingangs im weichgeglühten Napf gemessene Härte betrachtet (Abbildung 6.9). Abbildung 7.12 rechts stellt den gemessenen Härteverlauf des weichgeglühten Napfes nach dem NRFP dar. Der Härteverlauf im Napf zeigte, dass sich die Stellen der größten Härte an der Innenfläche der Napfwand, wo der Werkstoff über den Stempelradius geflossen ist, befanden. Durch den nachfolgenden Abstreckgleitziehvorgang blieb der Härteverlauf erhalten, wobei sich die Härte über die gesamte Wanddicke steigerte und durch die Ausprägung der Rippen an der Innenkontur zusätzlich erhöht wurde.

An den Stellen der weichgeglühten Näpfe mit erhöhter Härte wirkten sich die durch die Umformung bei RT initiierten Effekte der Kaltverfestigung stärker aus, wodurch der in Abbildung 7.12 dargestellte von innen nach außen abnehmende Härteverlauf entstand. Eine Erhöhung des Umformgrades führte zu einer Steigerung der mit dem Abstreckgleitziehen auftretenden Dehnung, wodurch die gemessenen Härten insgesamt höher als bei kleineren Umformgraden ausfielen.

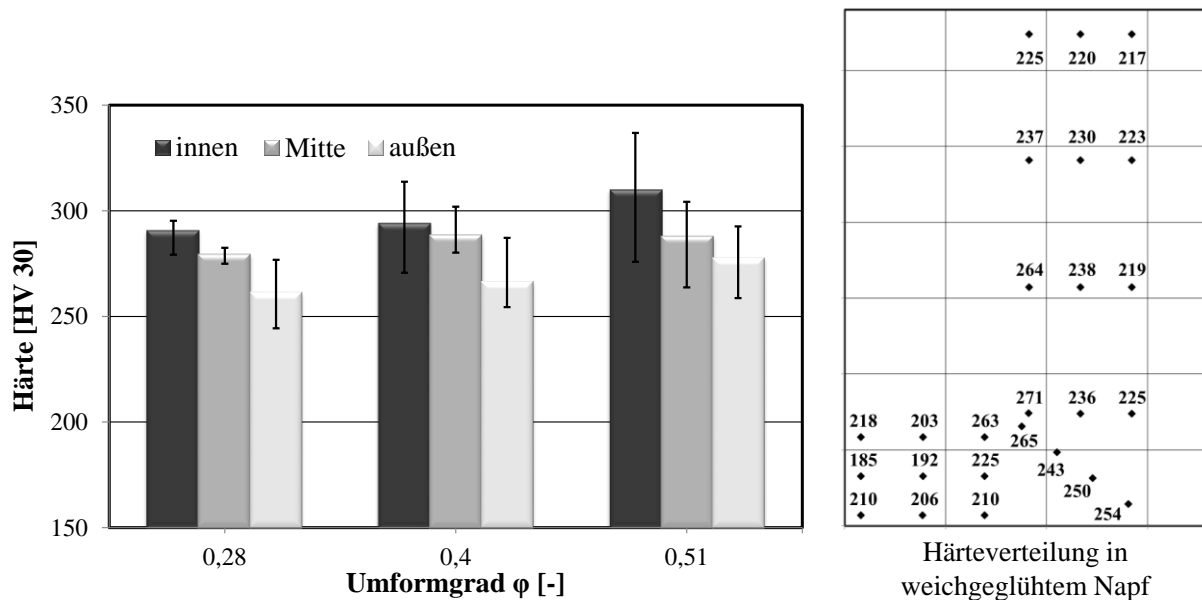


Abbildung 7.12: Links: Härteverteilung im Pressteil in Abhängigkeit vom Umformgrad; Rechts: Härteverteilung in weichgeglühtem Napf nach dem NRFP

Abbildung 7.13 zeigt den Härteverlauf entlang der Höhe des abstreckgleitgezogenen Pressteils. Die gemessene Härte nahm dabei ab dem Abstand von 42 mm vom Boden des Pressteils um ca. 15 % ab. Dieser Verlauf konnte außerdem anhand des bereits zuvor erwähnten und in Abbildung 7.12 rechts dargestellten Härteverlaufes im Pressteil nach dem NRFP und der damit zusammenhängenden Kaltverfestigung nachvollzogen werden. Der Härteverlauf in Abbildung 7.12 rechts zeigt im unteren Bereich des Pressteils eine annähernd gleichmäßige Verteilung der Härte über die Bauteilhöhe. Die gemessenen Härtewerte unterschieden sich in diesem Bereich nur geringfügig. Mit Annäherung an die Stirnfläche der Pressteilöffnung, bei der bei beiden Umformvorgängen ein instationärer Werkstofffluss vorlag, fiel die Härte sowohl nach dem NRFP als auch nach dem Abstreckgleitziehen geringer aus als in den sich näher am Napfboden befindenden Bereichen. Diese geringere Härte im Pressteil nach dem NRFP führte in den betroffenen Bereichen zu einer niedrigeren Kaltverfestigung, weshalb dort geringere Härten des abstreckgleitgezogenen Pressteils gemessen wurden.

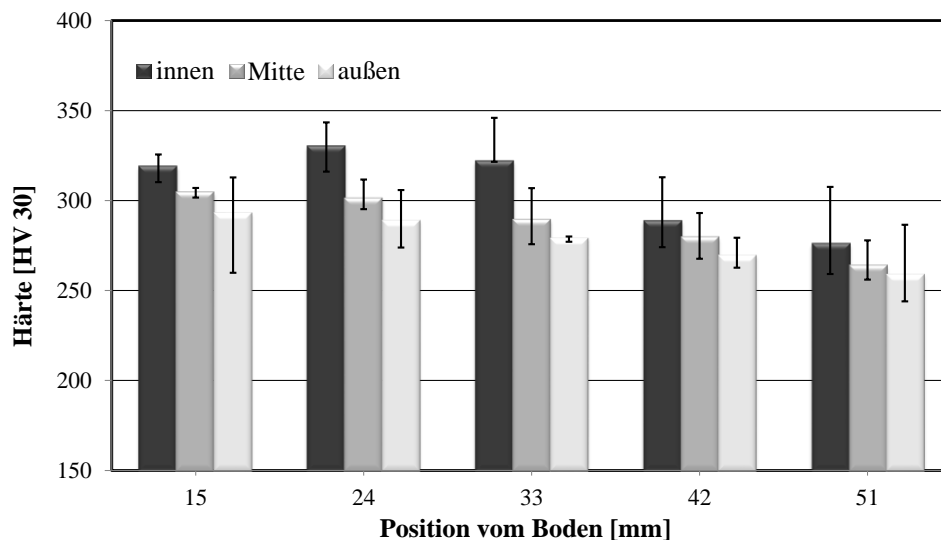


Abbildung 7.13: Härteverteilung entlang der Längsachse des Pressteils bei einem Schrägungswinkel von $\beta = 35^\circ$, Umformgrad $\varphi = 0,51$

Anhand der in diesem Kapitel durchgeführten Analyse der Härteverteilung im Pressteil wurde festgestellt, dass die Härte bedingt durch die Härteverteilung nach dem NRFP von innen nach außen sowie mit zunehmendem Abstand vom Bodenbereich stark abnimmt. Durch das Abstreckgleitziehen weichgeglühter Näpfe konnte die eingangs gemessene Härte des Halbzeugs um bis zu 48 % bzw. auf bis zu 340 HV 30 erhöht werden (Abbildung 7.12 rechts).

7.1.5 Ermittlung der Oberflächenqualität des Pressteils

Die Oberfläche des abstreckgleitgezogenen Bereichs spielt eine wichtige Rolle hinsichtlich der Erzeugung von net-shape fertigen Bauteilen aus dem Fließpressvorgang. Der Industriestandard fordert heute eine hohe, ohne aufwändige Nachbearbeitung direkt mit dem Fließpressvorgang erreichte Oberflächengüte für bestimmte Funktionsflächen des Werkstücks. Zur Oberflächenmessung der Proben wurde in der vorliegenden Arbeit das optische Messsystem „ μ -surf-mobile“ der Firma NanoFocus AG eingesetzt. Es handelt sich dabei um ein Konfokalmikroskop, welches die Rauheit und die Form einer Oberfläche im Mikrometerbereich messtechnisch erfasst. Der Schwerpunkt der mikroskopischen Oberflächenanalyse lag auf der Ermittlung des Mittenrauwerts S_a , der die Einordnung und Vergleichbarkeit zu anderen Fertigungsverfahren ermöglicht.

In den vorherigen Kapiteln 7.1.1 und 7.1.3 wurde bereits festgestellt, dass Schrägungswinkel und Hubzahl einen indirekten Einfluss auf die Umformwärme während des Abstreckgleitziehens haben und damit die Eigenschaften des Schmierstoffs beeinflussen. Die arithmetische Durchschnittshöhe der Oberfläche S_a wurde deshalb bei mehreren unter Anwendung unterschiedlicher Schmiermittel, Steigungswinkel der Innenkontur und Ziehringgeschwindigkeiten bzw. Hubzahlen der Presse hergestellten Pressteilen gemessen und in Abbildung 7.14 hinterlegt. Die Auswertung zeigte, dass die mit MoS_2 geschmierten Pressteile durchgehend um ca. 50 % niedrigere arithmetische Durchschnittshöhen aufweisen, als die mit dem Polymerschmierstoff geschmierten Pressteile.

Eine Veränderung der Hubzahl oder des Schrägungswinkels wirkte sich dabei nur geringfügig auf die Oberflächenbeschaffenheit aus. Bei Verwendung von Polymerschmierstoffen zeigte sich hingegen ein sehr viel deutlicherer Effekt. So führte die Vergrößerung des Schrägungswinkels der Innengeometrie zu einer Erhöhung der arithmetischen Durchschnittshöhe der Oberfläche S_a , wodurch diese ein raueres Erscheinungsbild aufwies. Die Betrachtung der auftretenden Oberflächenkennwerte bei unterschiedlichen Hubzahlen zeigte, dass die Hubzahl nur bei den polymergeschmierten Pressteilen relevant ist. Die höchsten Werte der arithmetischen Durchschnittshöhe S_a traten bei einer Hubzahl von 12 U/min auf. Bei Geschwindigkeiten ober- und unterhalb davon bzw. bei 3 U/min und 20 U/min wurden an den Pressteilen deutlich niedrigere Werte gemessen. Dies konnte durch die Eigenschaften der Schmierstoffe begründet werden. MoS_2 zeichnet sich durch eine hohe Beständigkeit gegen große Umformgeschwindigkeiten und die damit verbundene Erhöhung der Temperatur aus und stellt eine gleichmäßige Schmierleistung sicher. Der Polymerschmierstoff besitzt diese Eigenschaft nicht, weshalb sich die hubzahlbedingten Schwankungen mit der nicht vorhandenen Temperaturbeständigkeit erklären ließen.

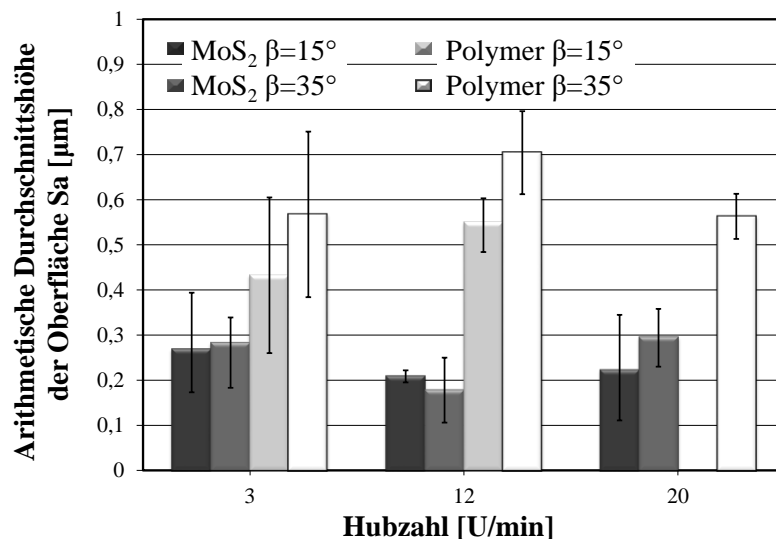


Abbildung 7.14: Arithmetische Durchschnittshöhe der Oberfläche S_a der Außenoberfläche in Abhängigkeit von Schmiermittel, Schrägungswinkel und Hubzahl

Abbildung 7.15 stellt die bei Verwendung von MoS_2 (links) und Polymer (rechts) entstehenden Außenoberflächen der Pressteile dar. In der Abbildung ist zu erkennen, dass das polymerbeschichtete Pressteil eine sehr poröse Oberfläche aufwies, was die erhöhte arithmetische Durchschnittshöhe der Oberfläche S_a erklärt. Dies kann vermutlich durch das Eindringen des Schmiermittels in die Poren der gestrahlten Oberfläche begründet werden, wodurch der Werkstofffluss während des Umformprozesses beeinträchtigt wurde. Die bereits zuvor gewonnene Erkenntnis, dass MoS_2 eine bessere Schmierfähigkeit gewährleistet, wurde durch die „glattere“ Außenoberfläche der abstreckgleitgezogenen Pressteile bei Anwendung dieses Schmiermittels bestätigt.

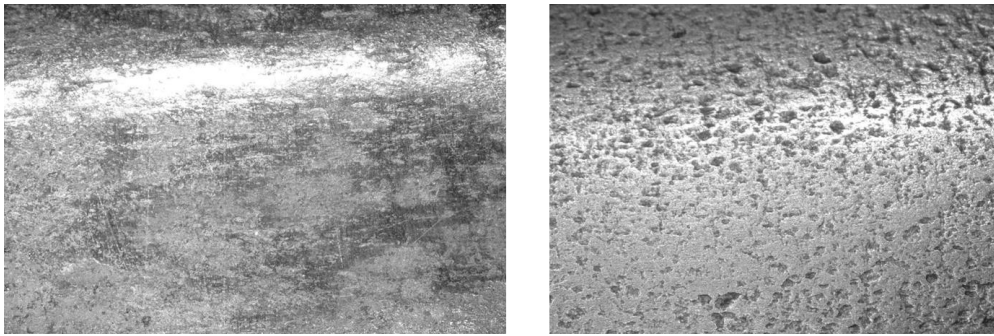


Abbildung 7.15: Außenoberfläche der abstreckgleitgezogenen Pressteile bei der Anwendung von Links: MoS₂; Rechts: Polymer

Abbildung 7.16 zeigt die Beeinflussung der Außenoberfläche durch Variation des Umformgrades. Es ist zu erkennen, dass bei Berücksichtigung der Fehlerindikatoren die Vergrößerung des Umformgrades sowohl bei Schmierung des Pressteils mit MoS₂ als auch mit Polymerschmiermitteln keinen erwähnenswerten Einfluss auf die arithmetische Durchschnittshöhe der Oberfläche S_a aufweist. Die arithmetische Durchschnittshöhe der Oberfläche S_a fiel bei Verwendung von MoS₂ analog Abbildung 7.14 unabhängig vom Umformgrad deutlich geringer aus als bei dem Schmiermittel auf Polymerbasis. Ferner zeigte sich, dass die aufgetragenen Fehlerindikatoren bei dieser Schmierung überwiegend kleinere Bereiche umfassten, was ebenfalls auf die hohe Beständigkeit der Schmierfähigkeit gegenüber äußeren Einflüssen wie Temperatur und Oberflächenvergrößerung zurückgeführt werden konnte.

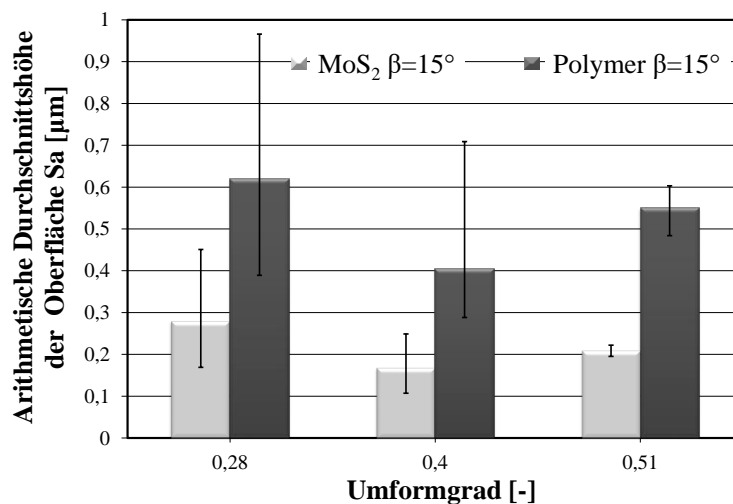


Abbildung 7.16: Arithmetische Durchschnittshöhe der Oberfläche S_a der Außenoberfläche in Abhängigkeit vom Umformgrad bei Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$

Das optische Messsystem „µ-surf-mobile“ der Firma NanoFocus AG bietet keine Möglichkeit, die Qualität der Innenoberfläche zylindrischer Teile zu messen. Die Betrachtung der Innenoberfläche erfolgte deshalb mithilfe des optischen Digital-Mikroskops VNX-5000 der Firma Keyence Deutschland GmbH. Zur Bestimmung der Rauigkeit R_a wurde das Rauigkeitsmessgerät Alicona Infinite Focus der Firma Alicona Imaging GmbH verwendet. Die Messung erfolgte dabei entlang der in Abbildung 7.17 dargestellten, über die Innenfläche des Pressteils verlaufenden Messlinie,

wodurch der arithmetische Mittenrauwert R_a ermittelt wurde. Abbildung 7.17 stellt die makroskopische Aufnahme der Innenoberfläche des unter Verwendung des Schmiermittels auf Polymerbasis gefertigten Pressteils dar. Die Abbildung zeigt, dass die unterfüllten Rippenbereiche noch die unverändert raue, gestrahlte Oberfläche mit $R_a = 7,6 \mu\text{m}$ aufwiesen, wohingegen im Nutenbereich, in dem der Umformprozess im Wesentlichen stattfand, ein arithmetischer Mittenrauwert $R_a = 0,63 \mu\text{m}$ vorlag. Außerdem wurde bei Verwendung des Polymerschmiermittels ähnlich der Abbildung 7.15 eine poröse Innenoberfläche im Nutenbereich festgestellt. Der in Abbildung 7.17 unten aufgezeigte Verlauf des arithmetischen Mittenrauwerths R_a entlang der Messlinie bestätigte die Ergebnisse der optischen Betrachtung. Die Durchschnittsrauigkeit der Oberfläche R_a fiel an den unterfüllten Rippen wesentlich höher und unregelmäßiger aus als in den Nutenbereichen, wo sie aufgrund der gleichgerichteten Riefenstruktur deutlich feiner und gleichmäßiger erschien. Da der Innendurchmesser hierbei eine Funktionsfläche darstellt, können weitere Wärmebehandlungen wie Härten oder Nitrieren aufgrund der rauen Oberflächenqualität nicht optimal ausgeführt werden. Dies würde zu einer geringeren Lebensdauer des Bauteils führen oder eine zeit- und kosten- aufwändige Nachbearbeitung an den Rippenbereichen erfordern. Zur Erreichung einer hohen Oberflächengüte ist deshalb eine vollständige Formfüllung der Rippen anzustreben. Die Variation des Schmiermittels zeigte bei Betrachtung der Innenoberflächengüte identische Abhängigkeiten wie in Abbildung 7.14.

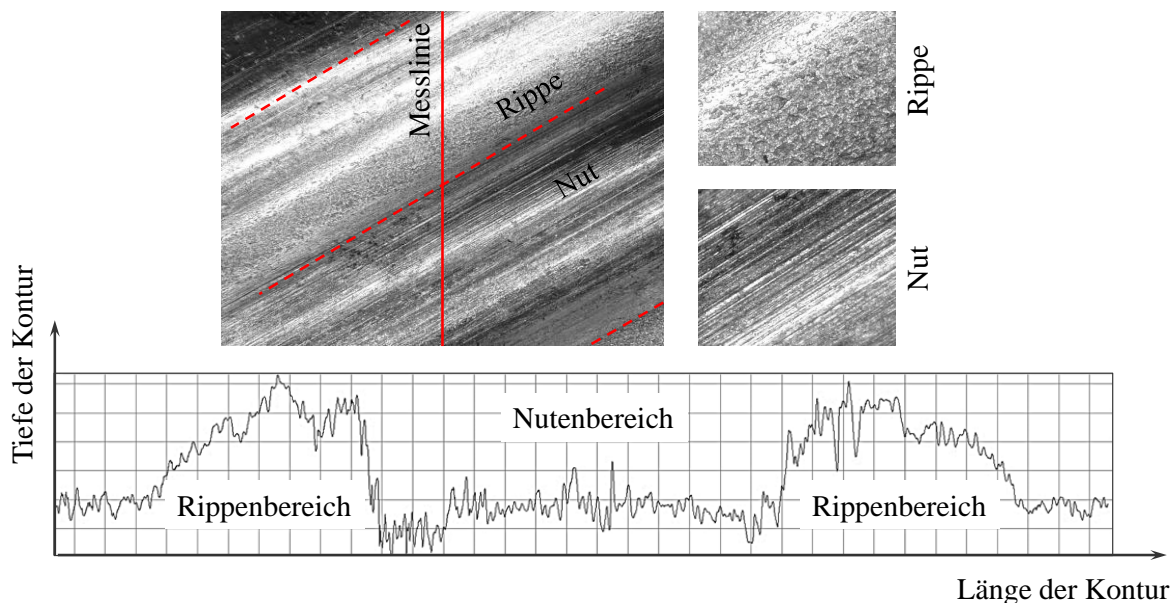


Abbildung 7.17: Qualitativ dargestellte Innenoberfläche des mit dem Schmiermittel auf Polymerbasis beschichteten Pressteils

Die in diesem Abschnitt gewonnenen Ergebnisse zeigten, dass das Schmiermittel MoS_2 im Vergleich zum Schmiermittel auf Polymerbasis unabhängig von Umformgrad und Umformgeschwindigkeit sowohl bei der Außen- als auch Innenoberfläche wesentlich bessere und stabilere Oberflächenqualitäten gewährleistet und nur geringe Schwankungen aufweist. Im Gegensatz zum

Schmiermittel auf Polymerbasis ermöglichte MoS₂ eine glatte, nicht poröse Oberfläche von Nut und Rippe. Die Verwendung des Schmiermittels auf Polymerbasis ist für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien deshalb und aufgrund der Ergebnisse aus Kapitel 7.1.3 nicht zu empfehlen.

7.2 Analyse des Ausstoßprozesses

Zur Validierung der numerischen und analytischen Untersuchungen war die Betrachtung der benötigten Auswerferkraft zur Lösung des abstreckgleitgezogenen Pressteils vom Dorn erforderlich. In diesem Abschnitt wurde der Einfluss der Parameter der Innengeometrie sowie der prozessspezifischen Parameter auf die maximale Auswerferkraft untersucht. Zur Bestimmung der Zusammenhänge zwischen Eingangsparemetern und Zielgröße wurden dabei gemäß des Versuchsplans (Kapitel 6.3) der Außendurchmesser und die Ausgangslänge des Halbzeugs sowie der Schmierstoff und der Schrägungswinkel der Innengeometrie variiert. Die gewonnenen Erkenntnisse wurden zwecks Validierung der Auswirkungen der Eingangsparemetern auf die maximale Auswerferkraft mit denen der numerischen Untersuchungen (Kapitel 5.5) und der analytischen Berechnung (Kapitel 5.6) verglichen. Da bei der analytischen Berechnung nur die maximale Auswerferkraft bestimmt werden kann, wurde jener mittels experimenteller Untersuchungen ermittelte Auswerferkraftverlauf dabei nicht betrachtet.

Bei der Auswertung der experimentellen Versuche zum Ausstoßprozess wurde zunächst festgestellt, dass die von der Auswerferhülse axial aufgebraachte Kraft aufgrund der helixförmigen Innengeometrie in eine axiale und rotatorische Bewegung übersetzt wird. Das Pressteil wurde dabei vom Dorn geschoben und gleichzeitig gedreht. Weiterhin wurde die maximale Auswerferkraft in Abhängigkeit von der Hubzahl analysiert. Die Ergebnisse dieser Analyse zeigten keinen Einfluss der Hubzahl auf die Auswerferkraft, weshalb für nachfolgende experimentelle Untersuchungen der maximalen Auswerferkraft eine Hubzahl von 12 U/min verwendet wurde.

Abbildung 7.18 stellt die maximale ermittelte Auswerferkraft in Abhängigkeit vom verwendeten Schmiermittel und dem Schrägungswinkel der Innengeometrie bei der Hubzahl 12 U/min und Umformgrad $\varphi = 0,51$ dar. Um Schwankungen des Umformprozesses einzelner Proben auszugleichen, wurden die gemessenen Werte mehrerer Pressteile gemittelt. Für die betrachteten Pressteile wurden jeweils Halbzeuge mit einer Ausgangslänge von 37 mm verwendet. In der Abbildung ist zu erkennen, dass eine Erhöhung des Schrägungswinkels in Übereinstimmung mit der analytischen Berechnung (Kapitel 5.6) und dem Stand der Technik [Sch93] zu einer Steigerung der Auswerferkraft führte. Das Pressteil erfuhr durch die Auswerferhülse eine axiale Druckkraft. Mit zunehmendem Schrägungswinkel nahm der zum Abdrehen des Pressteils führende Kraftanteil entlang der Rippe ab und die zum Reibwiderstand beitragende Normalkraft zu. Ferner ist aus der Abbildung

ersichtlich, dass die Auswerferkraft bei der Verwendung des Schmiermittels auf Polymerbasis und einem Schrägungswinkel von $\beta = 35^\circ$ mit 7 kN um ca. 30 % niedriger war als beim Schmiermittel MoS₂. Wie bereits in Kapitel 7.1 erörtert, besitzt das Schmiermittel MoS₂ eine höhere Reibungszahl, was zu höheren Umformkräften führte. Die Steigerung der Umformkraft führte weiterhin zu einer Erhöhung der auftretenden Kontaktspannungen zwischen Pressteil und Dorn, was schließlich eine Zunahme der Auswerferkraft zur Folge hatte. Die mit MoS₂ abstreckgleitgezogenen Pressteile wiesen außerdem eine vollständigere Formfüllung der Innengeometrie (Kapitel 7.1.3) und dadurch eine größere Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn auf. Eine Vergrößerung der Kontaktfläche führte dabei ebenfalls zu einer Erhöhung der Auswerferkraft. Das Ergebnis der numerischen und analytischen Untersuchungen (Kapitel 5.5 bzw. Kapitel 5.6) ist in Abbildung 7.18 als rote bzw. blaue Linie dargestellt. Die bei einem Schrägungswinkel von $\beta = 35^\circ$ und dem Schmiermittel MoS₂ experimentell ermittelte Auswerferkraft betrug ca. 11 kN und war damit um ca. 33 % bzw. 15 % niedriger als die bei der Simulation bzw. analytisch ermittelte. Die Ursache dieser Differenzen konnte anhand der experimentell und numerisch ermittelten Umformkräfte (Abbildung 7.1 links in Kapitel 7.1) erklärt werden. Wie in Kapitel 7.1 erörtert, wiesen die experimentell ermittelten Umformkräfte aufgrund fehlerhafter Anpassung der Reibung zwischen Pressteil und Werkzeug sowie unterschiedlicher Einstellparameter des Weichglühvorgangs um ca. 28 % niedrigere Werte auf als die numerisch ermittelten. Die Steigerung der simulativ ermittelten Umformkraft verursachte eine Erhöhung der auftretenden Kontaktspannungen zwischen Pressteil und Dorn, was zu einer Erhöhung der numerisch ermittelten Auswerferkraft führte. Da die analytisch ermittelte Auswerferkraft anhand der numerisch ermittelten Kontaktspannungen berechnet wurde, stieg auch die analytisch berechnete Auswerferkraft an.

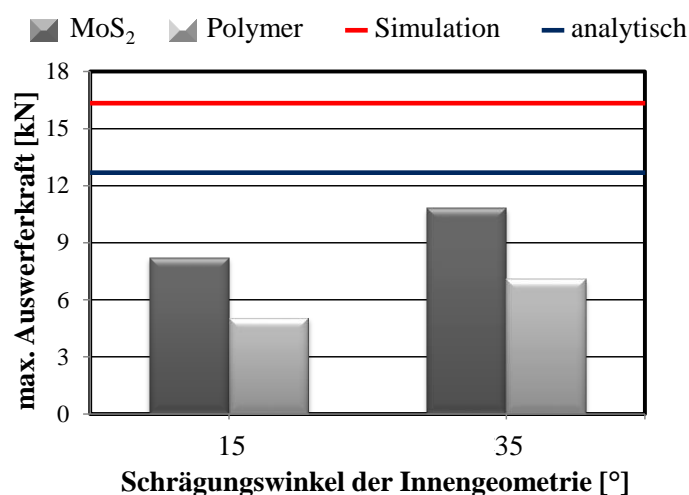


Abbildung 7.18: Gemessene maximale Auswerferkräfte bei beiden Schmiermitteln und Schrägungswinkeln; Hubzahl 12 U/min, Umformgrad $\phi = 0,51$, Ausgangshöhe des Halbzeuges 37 mm

Abbildung 7.19 links stellt die Abhängigkeit der maximalen Auswerferkraft von Schmiermittel und Ausgangshöhe des Halbzeuges bei einem Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$ dar. Mit zunehmender

Pressteilhöhe, die einer Vergrößerung der Kontakt- und Reibungsfläche entspricht, wurde eine Steigerung der maximalen Auswerferkraft um bis zu ca. 30 % festgestellt. Bei Anwendung des Schmierstoffs MoS₂ fiel der Unterschied der ermittelten maximalen Auswerferkräfte aufgrund eines höheren Umformkraftbedarfs und der vollständigeren Formfüllung der Innengeometrie infolge einer größeren Reibungszahl höher aus. Die maximal gemessene Auswerferkraft in Höhe von 8,2 kN wurde beim Abstreckgleitziehen eines Halbzeugs mit einer Ausgangshöhe von 37 mm festgestellt. Abbildung 7.19 rechts stellt die Abhängigkeit der maximalen Auswerferkraft vom Umformgrad des Umformprozesses bei einem Schrägungswinkel $\beta = 15^\circ$ und einer Ausgangslänge des Halbzeugs von 37 mm dar. Bei Variation des Außendurchmessers des Halbzeugs bzw. Umformgrades wies die maximale Auswerferkraft ein ähnliches Verhalten wie bei Variation der Ausgangshöhe des Halbzeugs auf. Eine Erhöhung des Umformgrades führte zu einer Zunahme der maximalen Auswerferkraft um bis zu ca. 20 %. Wie in Kapitel 7.1.3 dargelegt, haben niedrige Umformgrade eine starke Unterfüllung der Innengeometrie zur Folge, wodurch die Kontaktfläche zwischen Pressteil und Dorn und damit auch die maximale Auswerferkraft reduziert wurde.

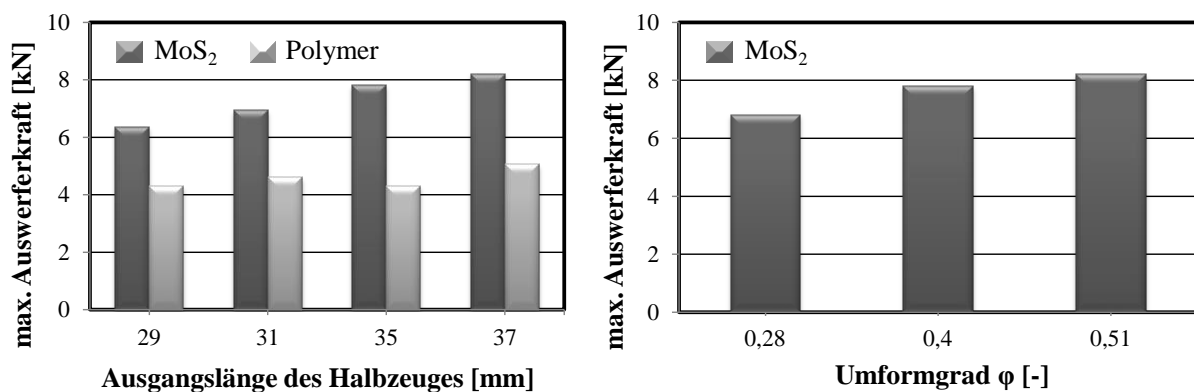


Abbildung 7.19: Abhängigkeit der maximalen Auswerferkraft; Links: von verschiedenen Ausgangshöhen des Halbzeugs bei beiden Schmiermitteln; Rechts: von Umformgrad des Umformprozesses

Im Kontext dieses Kapitels wurde außerdem der Einfluss der Umformwärme auf die Auswerferkraft gemäß Tabelle 6.2 untersucht. Die Ergebnisse zeigten, dass sowohl die Abkühlungsdauer als auch die Abkühlungsart keinen Einfluss auf die Auswerferkraft aufweisen. Erst nach vollständiger Abkühlung des Pressteils im Werkzeug wurde eine Krafterhöhung um 5 % festgestellt.

Bei den in diesem Abschnitt durchgeführten experimentellen Untersuchungen zur Bestimmung der maximalen Auswerferkraft wurde die Aufteilung der von der Auswerferhülse axial aufgebrauchten Kraft durch die helixförmige Dorngeometrie in eine axiale und rotatorische Bewegung beobachtet. Das Pressteil wurde dabei in axiale Richtung verschoben und vom Dorn gelöst. Eine Erhöhung des Schrägungswinkels führte zu einer Steigerung der Auswerferkraft um bis zu ca. 35 %. Aufgrund der starken Unterfüllung der Innengeometrie bei Anwendung des Schmiermittels auf Polymerbasis wies die Auswerferkraft im Vergleich zum Schmiermittel MoS₂ um ca. 30 %

niedrigere Werte auf. Die Vergrößerung der Pressteilhöhe verursachte, bedingt durch die größere Kontakt- und Reibungsfläche zwischen Pressteil und Dorn, eine Steigerung der maximalen Auswerferkraft um ca. 30 %. Die im Zuge dieser experimentellen Untersuchungen ermittelten Abhängigkeiten der Auswerferkraft von den Eingangsparametern wiesen eine hohe Übereinstimmung mit den aus der analytischen Berechnung gewonnenen Erkenntnissen auf. Der für das Ausstoßen maximal zulässige Schrägungswinkel kann somit ohne zeitaufwändige numerische Simulationen belastbar analytisch ermittelt werden (Kapitel 5.6). Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen wichen jedoch deutlich von den experimentell erzielten ab. Eine Erweiterung des Simulationsmodells war dementsprechend erforderlich.

7.3 Anpassung des numerischen Simulationsmodells an Experimentalergebnisse

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen machten Verbesserungspotenzial beim Umformsimulationsmodell in Bezug auf Umform- und Auswerferkraft deutlich. Die numerischen Untersuchungen wurden unter Zuhilfenahme von Annahmen und Vereinfachungen durchgeführt, wobei beispielsweise eine in der Realität unter anderem stark durch Umformwärme und Oberflächenvergrößerung beeinflusste Reibungszahl als konstant definiert wurde. Für die Erweiterung der numerischen Untersuchungen wurde deshalb ein kombiniertes Reibungsgesetz angenommen und eine Coulombsche Reibung $\mu = 0,05$ sowie eine Schubreibung $m = 0,07$ gewählt [Rae02]. Um den Realversuch in der Simulation möglichst genau abzubilden, wurde die in Abbildung 7.20 dargestellte Prozesskette ausgeführt. Die Simulationsparameter zur Berechnung des Abstreckvorgangs wurden gemäß Tabelle 5.8 gewählt.

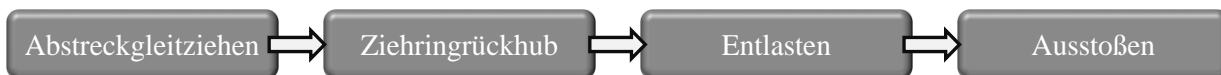


Abbildung 7.20: Für die numerischen Untersuchungen des Umform- und Ausstoßprozesses angewendete FEM-Prozesskette

Der Verlauf der Ziehringkraft über dem Ziehringweg ist in Abbildung 7.21 links dargestellt. Es ist zu erkennen, dass bei der Simulation durch korrekte Anpassung der Reibungsverhältnisse zwischen Werkzeug und Pressteil eine realitätsnahe Umformkraft errechnet wurde. Die numerisch ermittelte Umformkraft betrug 120 kN, wohingegen bei experimenteller Untersuchung 118 kN gemessen wurde. Diese Anpassungen der Simulationsparameter führten außerdem zur Abnahme der Zugspannungen und Kontaktspannungen um ca. 100 MPa. Die niedrigeren, im erweiterten Simulationsmodell ermittelten Kontaktspannungen verursachten eine Reduzierung der Auswerferkraft auf ca. 10 kN, wohingegen bei dem Experiment eine Auswerferkraft von 11 kN auftrat.

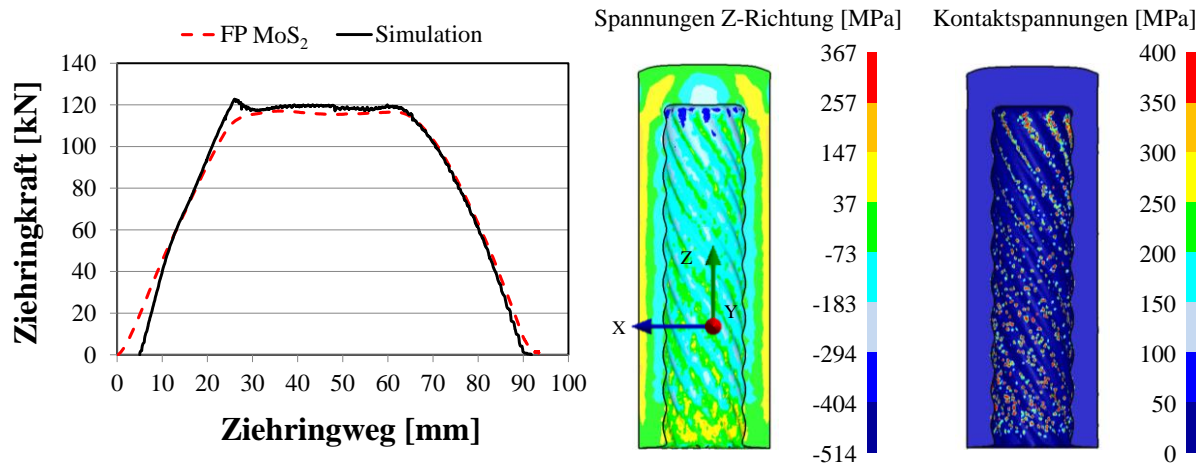


Abbildung 7.21: Links: Ziehringkraft-Weg-Verlauf; Rechts: Zugspannungen und Kontaktspannungen im Pressteil vor dem Entlasten

Die durchgeführten numerischen Untersuchungen wiesen eine ausgeprägte Sensibilität des Abstreckgleitziehens auf die Reibungsverhältnisse sowohl zwischen Pressteil und Ziehring als auch zwischen Pressteil und Dorn auf. Durch korrekte Anpassung dieser Parameter gemäß den in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnissen konnten realitätsnahe Umform- und Ausstoßsimulationen durchgeführt werden. Da bei der Simulation des Ausstoßens nach wie vor die Gleitreibung statt der numerisch nicht darstellbaren Haftreibung verwendet wurde, fiel die simulativ ermittelte Auswerferkraft um 9 % niedriger aus als bei den experimentellen Versuchen.

7.4 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen

In diesem Kapitel wurden gemäß des Versuchsplans (**Kapitel 6.3**) experimentelle Untersuchungen zur Validierung der numerischen Simulationen durchgeführt. Zum direkten Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit den numerischen wurden dabei die Ziehring- und Auswerferkräfte, Formfüllung der Innengeometrie sowie der Härteverlauf in Abhängigkeit von den Prozessparametern wie Schmierstoff, Umformgrad, Schrägungswinkel der Innengeometrie, etc. betrachtet.

Zunächst wurden die Einflussfaktoren auf die maximale Ziehringkraft beim Umformen von weichgeglühten Näpfen ermittelt, wobei festgestellt wurde, dass das Schmiermittel den größten Einflussfaktor darstellt (**Kapitel 7.1.1**). Durch Verwendung des Schmiermittels auf Polymerbasis konnten die maximalen Ziehringkräfte aufgrund niedrigerer Reibungszahlen im Vergleich zum Einsatz des Schmiermittels MoS₂ um 20 % reduziert werden. Die experimentell ermittelten Ziehringkräfte fielen um 28 % niedriger aus als die numerisch berechneten, was auf die Einstellparameter des Weichglühvorgangs der verwendeten Näpfe zurückgeführt werden konnte. Die numerisch und experimentell ermittelten Abhängigkeiten der maximalen Ziehringkraft von den Prozessparametern stimmten jedoch weitestgehend überein. Zur Ermittlung des Einflusses der Kaltverfestigung wurde weiterhin das Abstreckgleitziehen von kaltverfestigten Näpfen untersucht (**Kapitel 7.1.2**). Da der „Bauschinger-Effekt“ bei numerischen Untersuchungen nicht abbildbar

ist, führte eine daraus resultierende unzutreffende numerische Vorhersage bei dem ersten durchgeführten Experimentalversuch zu einem Bodenabriss und Dornbruch.

Die Formfüllung der Innengeometrie sowie die Verteilung der unterfüllten Rippen in Abhängigkeit von den Prozessparametern wurde in **Kapitel 7.1.3** vertieft untersucht. Diese Untersuchungen zeigten in Übereinstimmung mit den numerischen Vorhersagen, dass eine Verbesserung der Formfüllung der Innengeometrie durch Erhöhung der Reibungszahl oder Vergrößerung des Schrägungswinkels erreicht werden kann und das sich auftretende Unterfüllungen nicht bei allen Rippen mittig, sondern in der Regel vollständig außerhalb der Winkelhalbierenden befinden. Bei Betrachtung der Oberflächenqualität der Innen- und Außendurchmesser wurde eine poröse Oberfläche im Bereich der unterfüllten Rippen der Innengeometrie festgestellt (**Kapitel 7.1.5**). Da die Innengeometrie eine Funktionsfläche darstellt, können aufgrund der rauen Oberflächenqualität anschließende Wärmebehandlungen nicht optimal ausgeführt werden, weshalb eine vollständige Formfüllung der Innengeometrie anzustreben ist. Bei der Bestimmung der Härteverteilung im Pressteil (**Kapitel 7.1.4**) wurde festgestellt, dass die Härte der weichgeglühten Näpfe im Vergleich zur eingangs gemessenen Härte des Halbzeugs durch das Abstreckgleitziehen um bis zu 48 % gesteigert werden konnte.

Die analytische Berechnung und die numerischen Untersuchungen zur Bestimmung der maximalen Auswerferkraft sowie ihrer Abhängigkeiten von den Eingangsparametern wurden anhand experimentell ermittelter Auswerferkräfte validiert (**Kapitel 7.2**), wobei hohe Ergebnisübereinstimmungen mit der analytischen Berechnung festgestellt wurden. Die Ergebnisse der numerischen Simulationen wichen jedoch deutlich von den Experimentalergebnissen ab. Durch Erweiterung des Simulationsmodells und Anpassung der Reibung zwischen Ziehring und Pressteil wurde in **Kapitel 7.4** eine weitgehende Übereinstimmung sowohl der Ziehring- als auch Auswerferkräfte zwischen Simulation und Experiment erreicht.

Die in **Kapitel 5** ermittelten Verfahrensgrenzen sowie Einflussfaktoren auf die Pressteileigenschaften bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen wurden in **Kapitel 7** vollumfänglich validiert. Durch Anwendung der gewonnenen Erkenntnisse kann das Bauteilgewicht hochbelasteter Fahrzeugkomponenten unter Beibehaltung der funktionalen Anforderungen und gleichzeitiger Verbesserung der mechanischen Eigenschaften reduziert werden. Der Nachweis des technischen und wirtschaftlichen Potenzials des Einsatzes solcher durch Abstreckgleitziehen erzeugten helixförmigen Innengeometrien bei der Herstellung hochbelasteter Fahrzeugkomponenten wird in **Kapitel 8** erbracht.

8 Leichtbaupotenzial der Anwendung komplexer helixförmiger Innengeometrien

Kolbenbolzen zählen zu den hohen Belastungen wechselnder Richtung ausgesetzten Motorkomponenten (Abbildung 8.1). Die Beanspruchung liegt in Form von Biegung, Scherung und Ovalisierung (Abflachung des Querschnittes) vor, weshalb folgende Anforderungen an Kolbenbolzen gestellt werden [Mah09]:

- Ausreichende Festigkeit und Zähigkeit, um die oben genannten Belastungen ohne Schädigung zu ertragen
- Hohe Oberflächenhärte, um ein günstiges Verschleißverhalten zu erreichen
- Hohe Oberflächengüte und Formgenauigkeit für optimale Anpassung an die Gleitpartner
- Geringes Gewicht, um die oszillierenden Massenkräfte gering zu halten
- Ausreichende Steifigkeit, um Überbeanspruchungen zu vermeiden

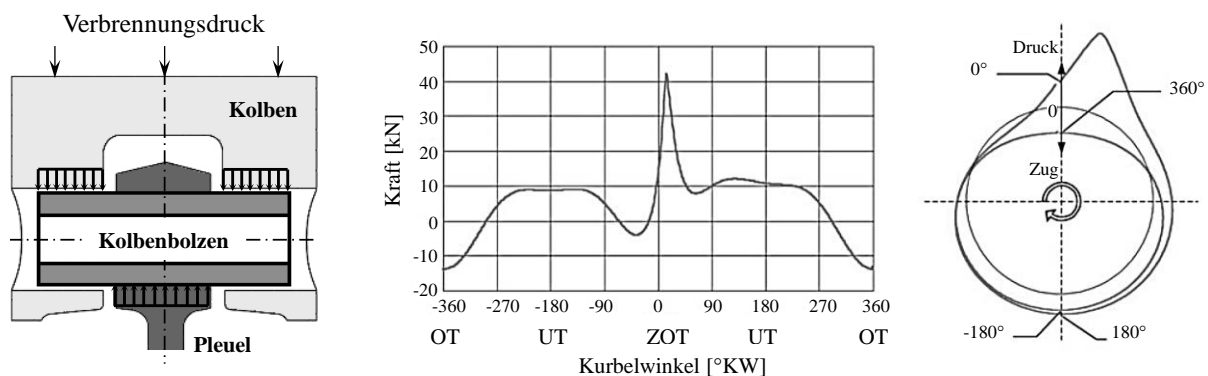


Abbildung 8.1: Lastkollektive eines Pleuels [Mah09]

Ein erhebliches Problem bei der Entwicklung und Produktion von zylindrischen, hochbelasteten Motorkomponenten besteht in den fehlenden Möglichkeiten, Steifigkeit und Leichtbaumerkmale in einem Bauteil möglichst effektiv zu kombinieren. Eine Erhöhung der Steifigkeit gegen Ovalisierung kann durch eine Wanddickensteigerung erreicht werden, wodurch allerdings auch das Gewicht des Werkstücks erhöht wird. Eine mögliche Lösung für dieses Problem stellt die Verwendung einer helixförmigen Innenkontur anstelle eines konstanten bzw. gestuften Innendurchmessers dar [Mis16].

8.1 Strukturmechanische Untersuchungen von Pleuelbolzen

Zur Ermittlung des Optimierungspotenzials hochbelasteter Motorbauteile durch Anwendung komplexer helixförmiger Innengeometrien wurden in diesem Kapitel strukturmechanische Simulationen mithilfe der Software ANSYS Workbench durchgeführt.

Aufgrund der nicht-rotationssymmetrischen helixförmigen Innenkontur war ein dreidimensionales elastisch-plastisches Simulationsmodell des Biegeversuches erforderlich (Abbildung 8.2). Zur Erstellung des Simulationsmodells mussten die wirkenden Biegekräfte möglichst realitätsnah aufgebracht werden. Dazu wurde das Hohlbauteil mit helixförmiger Innenkontur mittels der Funktion „Skizziertools“ anteilig mit einer 0,01 mm dicken und einen Winkel von $\gamma = 90^\circ$ umfassenden Kraftfläche ummantelt (Tabelle 8.1 links). Die kombinierte Länge dieser Kraftflächen entsprach den Empfehlungen nach [Mah16]. Da die Steifigkeit des Kolbenbolzens sehr stark von der Belastungsart sowie der Lastaufbringung bzw. den Lagerungs- und Einspannbedingungen abhängt, wurde in der strukturmechanischen Simulation der kritischste Fall betrachtet und die Kraft im 90° Winkel auf eine Nut aufgebracht (Abbildung 8.2 rechts). Als Richtwert für die Belastung empfiehlt [Mah16] einen Wert von 50 kN. Das Belastungsmodell des Hohlbauteils für den statischen Biegeversuch ist in Abbildung 8.2 dargestellt.

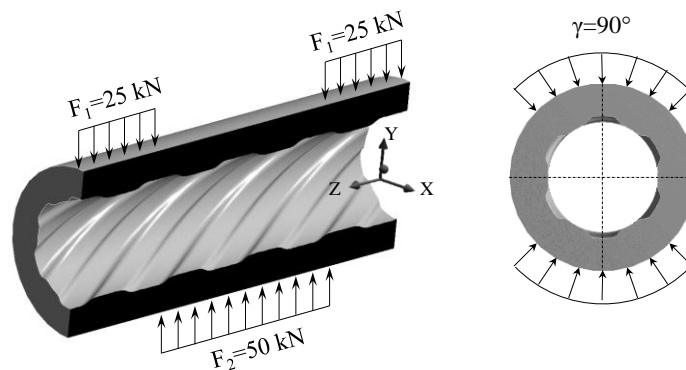
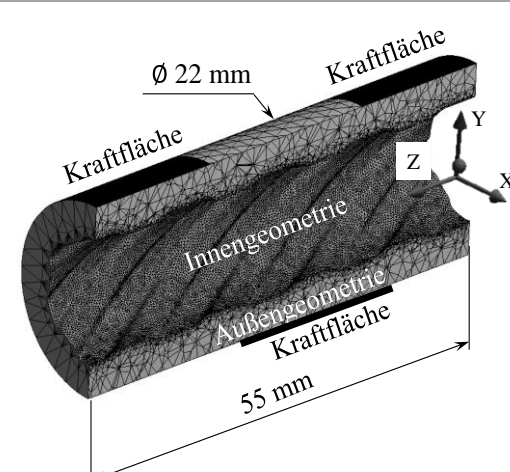


Abbildung 8.2: Aufbringung der Kräfte auf das Hohlbauteil für den statischen Biegeversuch

Bei der Vernetzung wurden unterschiedliche Netzelementgrößen für die Volumenelemente ausgewählt. Um die Geometrie in der Simulation mit ausreichender Genauigkeit abbilden zu können, wurde die Innenkontur wesentlich feiner vernetzt. Da die Geometrie auf der Außenseite entsprechend einfach ausgeführt wurde, war für die Flächen der Außengeometrie eine Vernetzung mit höherem Knotenabstand ausreichend. Nach dem Import der CATIA-Datei in ANSYS Workbench wurde jede Nut und Rippe der Innenseite als eigenständige Fläche erfasst. Zur Vereinfachung wurden alle innenliegenden Flächen durch eine Funktion zu einer Gesamtoberfläche zusammengefasst. Um möglichst realitätsnahe Simulationsergebnisse zu erhalten, wurden Radien durch mindestens 3 Netzelemente dargestellt, da ansonsten der Radius nicht ausreichend genau abgebildet und das Ergebnis durch Spannungsspitzen verfälscht wird. Die Stirnseiten sowie die Innenfläche erforderten bei dem kleinsten auftretenden Radius somit eine Elementgröße von 0,3 mm, was mittels einer Funktion zur feineren Diskretisierung ausgewählter Bereiche realisiert wurde. Für die Mantelfläche und die Flächen der Krafteinleitung war eine Elementgröße von 2 mm ausreichend. Das Simulationsmodell für ein Hohlbauteil mit helixförmiger Innenkontur sowie weitere Rechengrößen sind in Tabelle 8.1 aufgelistet.

Tabelle 8.1: Simulationsmodell für die strukturmechanische Analyse

Simulationsmodell	Parameter der Simulation	Wert
	Elementgröße innen	0,3 mm
	Elementgröße außen	2,0 mm
	Reibungszahl	0,07
	Belastungswinkel	30°, 60°, 45°
	Werkstoff	16MnCr5
	Belastung	50 kN
	Verteilung der Kraftflächen	30 % - 40 % – 30 % der gesamten Länge

Für die Analyse der beim Biegeversuch entstehenden Spannungen wurden folgende Parameter der Innengeometrie des Hohlbauteils angenommen: Rippenanzahl $n = 6$, Schrägungswinkel $\beta = 35^\circ$ und Rippentiefe $e = 0,8$ mm. Um ein vollständiges Bild der Spannungsverteilung im Hohlbauteil unter Belastung zu erhalten, wurden bei den numerischen strukturmechanischen Simulationen die Vergleichsspannungen sowie die maximalen und minimalen Hauptspannungen untersucht. Abbildung 8.3 stellt die Verteilung der Vergleichsspannungen im Hohlbauteil dar. In der Abbildung ist ersichtlich, dass sich die höchsten Vergleichsspannungen in der Mitte des Hohlbauteils befanden. Diese traten vor allem im Übergangsbereich bzw. am Übergangsradius zwischen den Nuten und Rippen auf und lagen bei etwa 1.070 MPa.

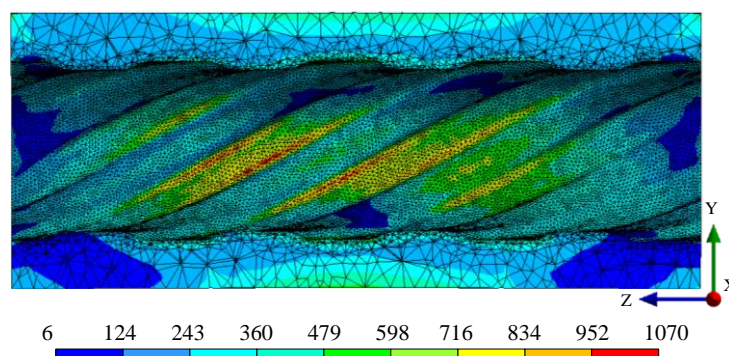


Abbildung 8.3: Verteilung der Vergleichsspannungen im Kolbenbolzen unter Biegebelastung [MPa]

Da der Wert der Vergleichsspannungen keine Aussage über den real herrschenden Spannungszustand in einem bestimmten Bereich liefert, wurden die maximalen und minimalen Hauptspannungen unter Belastung betrachtet. In Abbildung 8.4 ist die Verteilung der maximalen Hauptspannungen im Hohlbauteil dargestellt. Die Verformung ist dabei zur besseren Veranschaulichung stark überzeichnet dargestellt. Im mittleren Bereich des Bauteils, in dem eine Biegekraft von 50 kN wirkt, traten mit ca. -195 MPa die größten Druckspannungen auf (Abbildung 8.2). Die Druckspannungen nahmen zu den seitlichen Stirnflächen hin ab. In den im Schnitt dargestellten Eckbereichen

traten Zugspannungen auf. An den Enden des Hohlbauteils waren im Lasteinleitungsbereich von 25 kN ebenfalls entsprechende Druckspannungen zu erkennen. Umliegend dazu lagen fast ausschließlich Zugspannungen vor. Die Farbskala des Spannungszustands zeigt Werte von bis zu ca. 800 kN, wobei diese hohen Zugspannungen in der dargestellten Schnittebene nur schwer zu erkennen sind. Für eine bessere Auswertung wurde das Hohlbauteil zusätzlich in einem um 90° versetzten Schnittwinkel betrachtet.

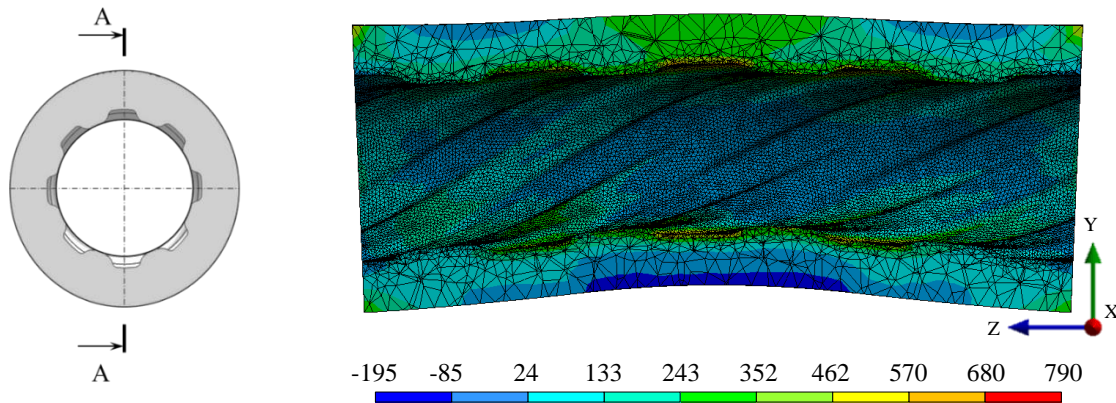


Abbildung 8.4: Verteilung der maximalen Hauptspannungen im Hohlbauteil unter Biegebelastung im Schnitt A-A [MPa]

Abbildung 8.5 zeigt einen Schnitt mit der Verteilung der maximalen Hauptspannungen auf der Innenseite des Hohlbauteils im Belastungsfall mit einem um 90° versetzten Winkel. In diesem Schnitt ließen sich die größten Zugspannungen in der Mitte des Bauteilinneren lokalisieren. Zum Rand hin wurden die Zugspannungen niedriger, da hier keine direkte äußere Belastung wirkt. Auffällig war die Lage der Spannungsspitzen, welche sich zwischen den Nuten und Rippen befanden. Die Spannungen erreichten hier Werte von bis zu ca. 800 MPa und waren auf die Kerbwirkungen zurückzuführen. In der Mitte der Innenseite waren teilweise in radiale Richtung abnehmende Druckspannungen zu erkennen. Auf der Außenseite lagen die Zugspannungen bei bis zu ca. 350 MPa. Die stirnseitigen Bereiche standen fast gänzlich unter Druckspannungen.

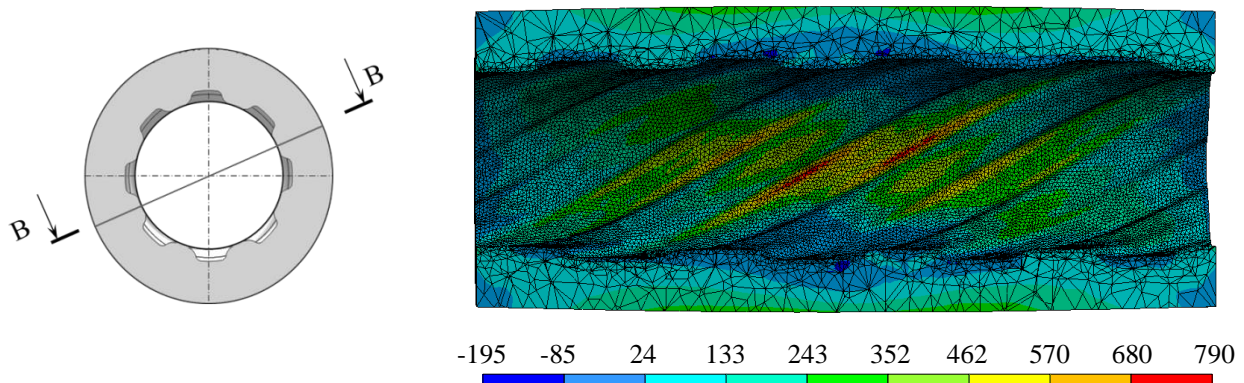


Abbildung 8.5: Verteilung der maximalen Hauptspannungen im Hohlbauteil unter Biegebelastung im Schnitt B-B [MPa]

Die Verteilung der minimalen Hauptspannungen im Hohlbauteil unter Einfluss der Biegebelastung ist in Abbildung 8.6 dargestellt. Wie auch bei den maximalen Hauptspannungen ist die Verformung in diesem Querschnitt zur Veranschaulichung stark überzeichnet. Die kleinsten minimalen Hauptspannungen befanden sich im 90° Winkel zu den Belastungen (Abbildung 8.2). Der geringe Radius zwischen Nut und Rippe führte zu einer Konzentration des Maximums der minimalen, bis zu ca. -1.230 MPa betragenden, Hauptspannungen. Für ein Versagen des Bauteils durch druckspannungsbedingtes Fließen sind die anliegenden Druckspannungen nicht ausreichend hoch. Eine Betrachtung der minimalen Hauptspannungen ist deshalb nicht weiter erforderlich.

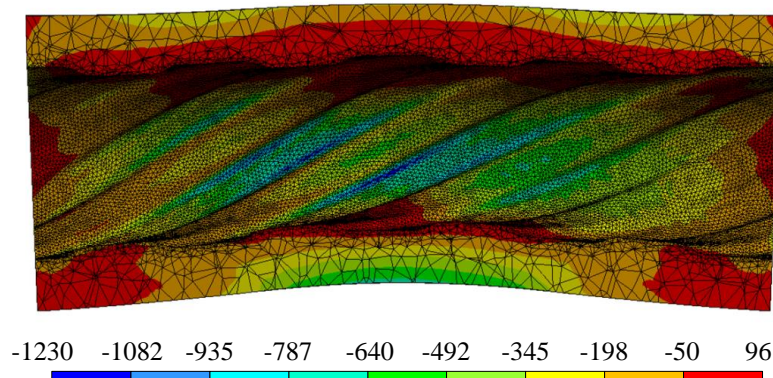


Abbildung 8.6: Verteilung der minimalen Hauptspannungen im Hohlbauteil unter Biegebelastung [MPa]

Zur Analyse der Steifigkeit bzw. Formänderung des Hohlbauteils während der Biegebelastung wurde zudem die Verschiebung in Y-Richtung betrachtet, da sich bei dieser Geometrie die Ovalisierung des Querschnittes am stärksten zeigte. Die Verformungen des Hohlbauteils in Y-Richtung sind in Abbildung 8.7 dargestellt. Die maximale Deformation konnte in der Mitte bzw. im Bereich der Belastung von 50 kN beobachtet werden und betrug $0,114$ mm. Von der Mitte aus in Richtung der Stirnflächen nahm die Deformation stetig ab. An den Seiten wurde die Kraft in Höhe von jeweils 25 kN durch die Kraftflächen in der Kolbenbohrung aufgebracht, was die Ursache für diesen Verschiebungsverlauf darstellte.

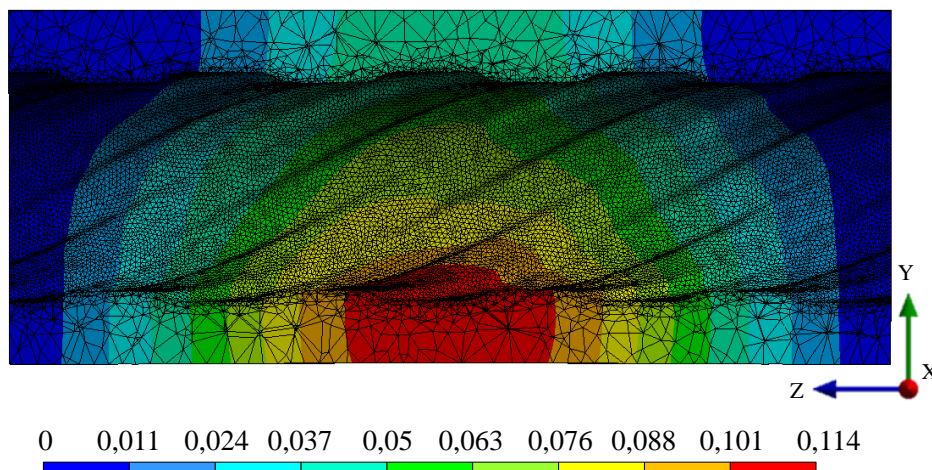


Abbildung 8.7: Knotenverschiebung in Y-Richtung unter Biegebelastung [mm]

Die strukturmechanischen Untersuchungen zeigten, dass die für die Untersuchung der Festigkeit relevanten maximalen Spannungen im Übergangsbereich zwischen den Nuten und Rippen auftraten. Durch Vergrößerung der Übergangsradien zwischen den Nuten und Rippen können die auftretenden Spannungsmaxima in diesem Bereich verringert werden. Da sich diese Untersuchung auf die Gewichteinsparung des Bauteils bei gleichzeitiger Beibehaltung der wichtigsten Eigenschaften wie Steifigkeit und Festigkeit fokussierte, wurde nachfolgend eine numerische Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Diese Analyse konzentrierte sich dabei auf die Abschätzung, Variation und Anpassung der Innengeometrieangaben. Ziel war die Identifikation der am besten geeigneten, allen Anforderungen gerecht werdenden Geometrieparameter der helixförmigen Innengeometrie.

8.2 Sensitivitätsanalyse zur Bestimmung optimaler Innengeometrieparameter

Im Rahmen dieses Kapitels wurde mithilfe von mehreren, miteinander gekoppelten Programmen eine DoE- und Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Der Prozessablauf sowie die zur Durchführung der parametrisierten strukturmechanischen Analyse verwendeten CAD- und CAE-Programme sind in Abbildung 8.8 schematisch dargestellt. Das Zusammenspiel dieser Anwendungen wird im Folgenden näher betrachtet.

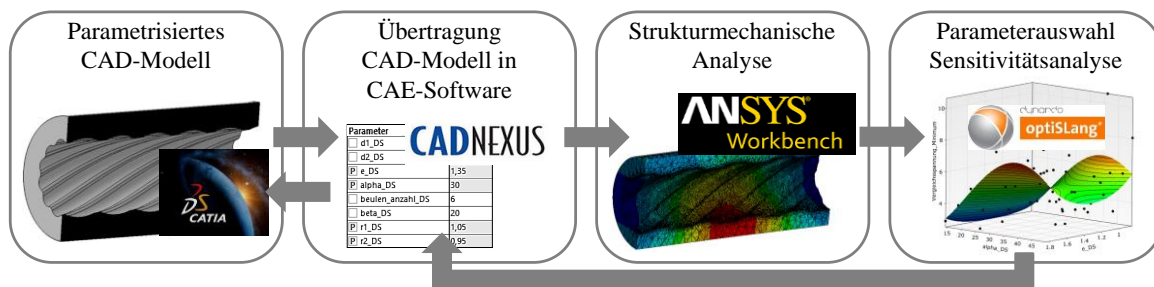


Abbildung 8.8: Schematische Darstellung der Vorgehensweise bei der Sensitivitätsanalyse

Die bisher gewonnenen Simulationsergebnisse der strukturmechanischen Analyse zeigten einen signifikanten Einfluss der Parameter der Innengeometrie auf die Steifigkeit und Festigkeit des Kolbenbolzens (Kapitel 8.1). Aufgrund dieser Erkenntnisse wurde zunächst ein parameterabhängiges 3D-Modell der Innengeometrie des Pressteils in dem CAD-Programm CATIA V5 R20 erstellt. Da der Algorithmus der DoE-Analyse nur Zahlenwerte verarbeiten kann, wurden die Variationen der Innengeometrie durch Parameterbereiche beschrieben. Dabei wurden die Parameter Rippenanzahl n , Schrägungswinkel β , Übergangsradien r_1 und r_2 , Vertiefung e und Öffnungswinkel der Rippe α in einem definierten Bereich so variiert, dass keine Überschneidungen zwischen den einzelnen Größen vorlagen und somit eine verwendbare Geometrie entstand. In Abbildung 8.9 wird die Parametrisierung der Innengeometrie sowie der Einfluss der Parameter auf die Innengeometrie detailliert veranschaulicht. Der Innendurchmesser $d = 13 \text{ mm}$, der Außendurchmesser $D = 22 \text{ mm}$ und die Länge $L_K = 55 \text{ mm}$ wurden dabei nicht verändert.

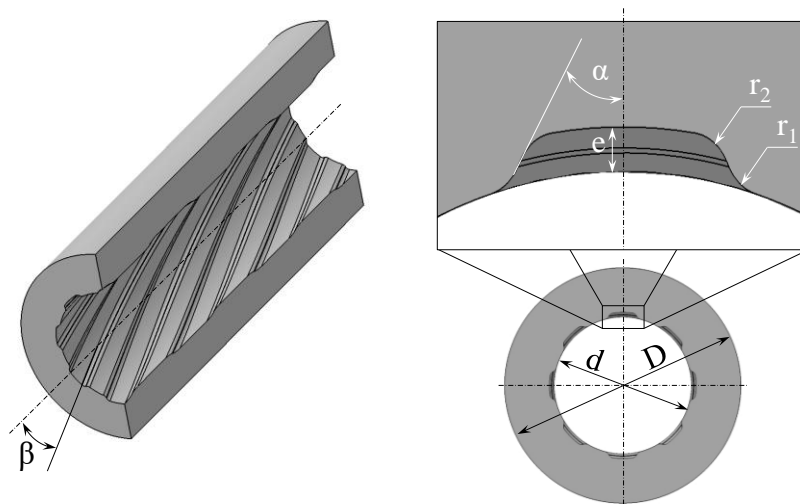


Abbildung 8.9: Parametrisierung der Innengeometrie für die Sensitivitätsanalyse

Damit die in CATIA erstellten Parameter der Innengeometrie im zweiten Schritt in einer strukturellen Simulation verwendet werden können, kam als Schnittstelle zwischen CATIA V5 R20 und ANSYS Workbench die Software CADNexus zum Einsatz. Die Software CADNexus ermöglichte darüber hinaus einen automatischen Ablauf der DoE-Analyse. CADNexus erhält die für die nächste Simulation erforderlichen Parameterwerte aus OptiSlang5TM und leitet diese an CATIA V5 R20 weiter. In CATIA wird automatisch ein angepasstes Modell generiert und an CADNexus weitergegeben (Abbildung 8.8).

Im dritten Schritt wurde eine strukturelle Simulation in ANSYS Workbench durchgeführt, die als Basis für weitere Simulationen des Versuchsplans verwendet wurde. Um die Systemantworten als Funktion der Eingangsparameter der DoE-Analyse zu generieren und zusammenzufassen, wurden die gewünschten bzw. relevanten Output-Ergebnisse bei Erstellung des Simulationsmodells im Voraus ausgewählt.

Die Simulationsergebnisse wurden zusammen mit den Parameterkombinationen des Versuchsplans mithilfe von OptiSlang5TM im vierten Schritt „Sensitivitätsanalyse“ ausgewertet und tabellarisch festgehalten.

8.2.1 Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

Mithilfe einer numerischen Sensitivitätsanalyse wurden die Auswirkungen der nachfolgend aufgeführten Parameter der Innengeometrie hinsichtlich der Festigkeit und Steifigkeit des Hohlbauteils unter einer Biegebelastung von 50 kN untersucht:

- Rippenanzahl n
- Schrägungswinkel β
- Übergangsradien r_1 und r_2
- Vertiefung e
- Öffnungswinkel der Rippe α

Der Außendurchmesser des Kolbenbolzens betrug 22 mm, der Innendurchmesser wurde durch den Parameter Vertiefung e bestimmt. Unter Anwendung der Latin Hypercube Sampling Methode wurden insgesamt 1.200 Stichproben bzw. Simulationsmodelle generiert, durchgeführt und ausgewertet. Um aussagekräftige Ergebnisse in Bezug auf Festigkeit und Steifigkeit zu erhalten, wurde eine Gleichverteilung aller Parameter vorausgesetzt. Die Einflussparameter sowie die entsprechenden Variationsbereiche sind in Tabelle 8.2 aufgeführt.

Tabelle 8.2: Parameter der Innengeometrie mit entsprechenden Variationsbereichen

Parameter	Einheit	Variationsbereich
Rippenanzahl n	[-]	4, 6, 8, 10
Schrägungswinkel β	[°]	15 – 60
Übergangsradien r_1	[mm]	0,5 – 1,6
Übergangsradien r_2	[mm]	0,5 – 1,4
Vertiefung e	[mm]	0,85 – 1,85
Öffnungswinkel der Rippe α	[°]	10 – 50

8.2.1.1 Beeinflussung der Bauteilfestigkeit durch Innengeometrieparameter

Zur Analyse der Einflussparameter der Innengeometrie auf die Festigkeit des Hohlbauteils, wurden die maximalen Werte der Vergleichsspannungen und der maximalen Hauptspannungen als Ausgangswerte bzw. Zielgrößen betrachtet. In diesem Abschnitt wurden die Ergebnisse der genannten Werte in Abhängigkeit von der Innengeometrie mithilfe von OptiSlang5TM ausgewertet und anhand des Coefficient of Prognosis (CoP) interpretiert.

Abbildung 8.10 stellt die Ergebnisse der in OptiSlang5TM ausgeführten Sensitivitätsanalysen bzw. die für die Vergleichsspannungen relevanten Einflussparameter mit 100 Stichproben dar. Die Vorhersagegenauigkeit des Metamodells zur Berechnung der maximalen Vergleichsspannungen wurde durch den CoP mit 89 % angegeben. Der einflussreichste Parameter war dabei der Übergangsradius r_2 mit 60 %. Der Öffnungswinkel der Rippe α war im Vergleich zur Vertiefung e (31 %) und dem Übergangsradius r_2 vernachlässigbar. Der Einflussparameter Rippenanzahl n spielte mit 12 % nur eine untergeordnete Rolle.

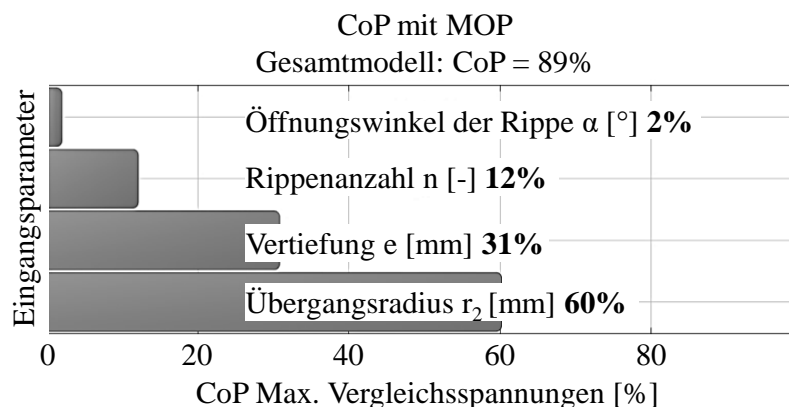


Abbildung 8.10: Relevante Einflussparameter auf die Vergleichsspannungen im Wandbereich des Kolbenbolzens unter Biegebelastung

Die Metamodelle in Abbildung 8.11 veranschaulichen den signifikanten Einfluss des Übergangsradius r_2 im Vergleich zu den Parametern Vertiefung e und Rippenanzahl n . In diesem dreidimensionalen Schaubild ist zur Vorhersage der maximalen Vergleichsspannung die Interaktion zwischen der Vertiefung e und dem Übergangsradius r_2 sowie der Rippenanzahl n und dem Übergangsradius r_2 dargestellt. Es zeigte sich: je größer der Übergangsradius r_2 , desto niedriger stellt sich die maximale berechnete Vergleichsspannung ein. Bei Anwendung eines Übergangsradius $r_2 > 1 \text{ mm}$ konnten die maximalen Vergleichsspannungen bis auf 950 MPa reduziert werden.

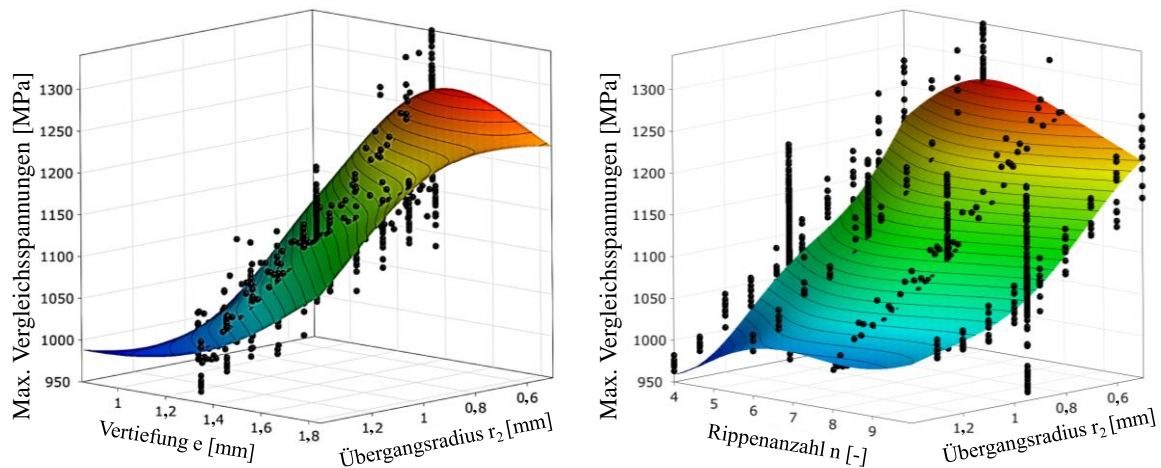


Abbildung 8.11: Metamodell der Abhängigkeit der Vergleichsspannungen von links: Vertiefung e und Übergangsradius r_2 ; Rechts: Rippenanzahl n und Übergangsradius r_2

In Abbildung 8.11 ist zu erkennen, dass keine lineare Abhängigkeit der genannten Parameter zueinander besteht. Mit zunehmendem Übergangsradius r_2 sank die maximale Vergleichsspannung in beiden Schaubildern. Dies war darin begründet, dass die scharfen, zu Spannungserhöhungen führenden Übergangskanten abgerundet waren, wodurch eine Spannungskonzentration vermieden wurde. Ein größerer Wert der Vertiefung e führte zu einer Steigerung der maximalen Vergleichsspannung, da mit größeren Vertiefungen die Wanddicke des Hohlbauteils abnimmt. Die Rippenanzahl zeigte nur einen geringfügigen Einfluss. Abschließend kann festgehalten werden, dass ein Minimum der maximalen Vergleichsspannung erzielt wurde, wenn der Übergangsradius möglichst groß war, die Vertiefung möglichst klein und die Rippenanzahl zwischen 4 und 6 lag.

Ferner wurde der Einfluss der Eingangsparameter auf maximale bzw. minimale Hauptspannungen für die in Kapitel 8.1 genannte Biegebelastung analysiert. Bei Betrachtung der maximalen Hauptspannungen waren die Eingangsparameter Übergangsradius r_2 , Vertiefung e , Rippenanzahl n und Schrägungswinkel β relevant. Das Ergebnis der durchgeführten Sensitivitätsanalyse ist in Abbildung 8.12 dargestellt. Der CoP betrug 95 %, was der Vorhersagegenauigkeit des Metamodells zur Berechnung der maximalen Hauptspannung entspricht. Analog zur Analyse der maximalen Vergleichsspannung dominierten der Übergangsradius r_2 mit einem Einflusswert von

69 % und die Vertiefung e mit einem Einflusswert von 33 %. Im Vergleich zur maximalen Vergleichsspannung war in Bezug auf die maximale Hauptspannung nicht nur die Rippenanzahl n , sondern auch der Schrägungswinkel relevant. Rippenanzahl n und Schrägungswinkel β hatten mit 10 % bzw. 9 % einen nahezu identischen Einfluss auf die maximale Hauptspannung. Der Öffnungswinkel der Rippe α wies hingegen keinerlei Einfluss auf.

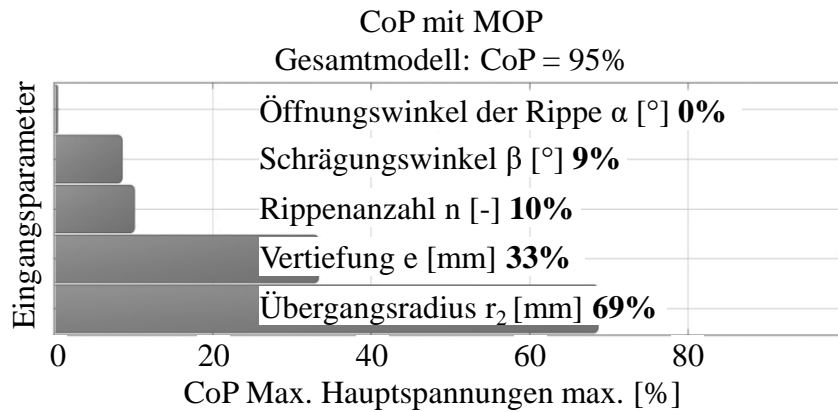


Abbildung 8.12: Relevante Einflussparameter auf die maximalen Hauptspannungen auf der Innenseite des Kolbenbolzens mit helixförmiger Innengeometrie

Die Ergebnisse der numerischen Sensitivitätsanalyse zur Ermittlung des Einflusses der relevanten Eingangsparameter auf die Zielgröße der Minimierung der maximalen Hauptspannungen sind in Abbildung 8.13 dargestellt. Eine lineare Abhängigkeit der Parameter ließ sich ausschließen. Der Einfluss des Übergangsradius r_2 und der Vertiefung e zeigten ein ähnliches Verhalten wie bei der Betrachtung der maximalen Vergleichsspannung. Die maximale Hauptspannung sank mit zunehmendem Übergangsradius r_2 und zunehmender Vertiefung e . Für den Schrägungswinkel β ließ sich ein Verlauf mit einem absoluten Tiefpunkt erkennen. Der Einfluss des Schrägungswinkels β auf die Festigkeit und Steifigkeit des Kolbenbolzens wird in Kapitel 8.2.1.3 tiefergehend untersucht, wobei der Variationsbereich bis 60° erweitert wird, um eindeutige Aussagen treffen zu können.

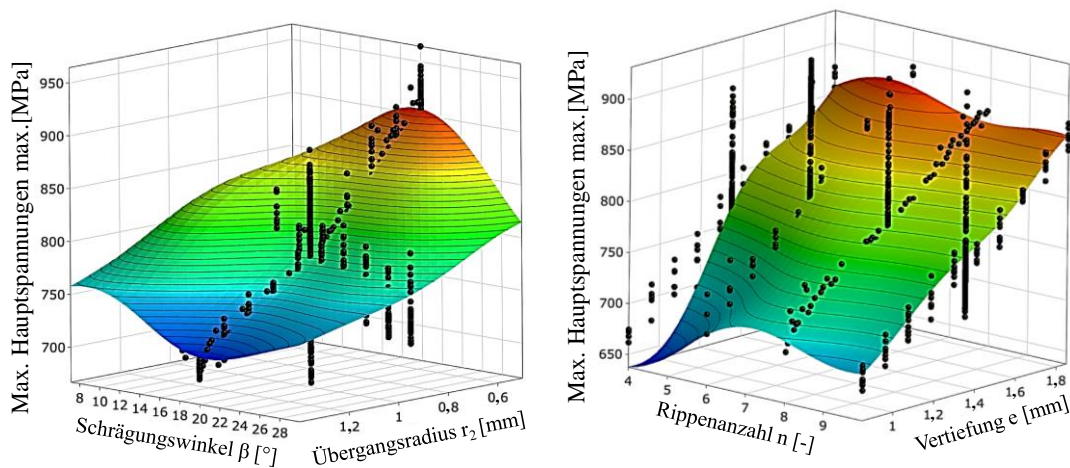


Abbildung 8.13: Metamodell der Abhängigkeit der Vergleichsspannungen von links: Schrägungswinkel β und Übergangsradius r_2 ; Rechts: Rippenanzahl n und Vertiefung e

Wie in Kapitel 8.1 bereits erörtert, lagen die minimalen Hauptspannungen grundsätzlich im Druckspannungsbereich und erwiesen sich im Vergleich zu den auftretenden Zugspannungen bzw. maximalen Hauptspannungen für die Analyse der Festigkeit als irrelevant. In diesem Kapitel wird deshalb lediglich der Einfluss der Eingangsparameter auf die minimalen Hauptspannungen erläutert.

Der CoP und somit die Vorhersagegenauigkeit des Metamodells zur Berechnung der minimalen Hauptspannungen betrug 92 %. Der Übergangsradius r_2 mit einem Einfluss von 67 %, die Vertiefung e mit einem Wert von 29 % und die Rippenanzahl n mit 10 % zeigten einen signifikanten Einfluss. Der Öffnungswinkel der Rippe α war hingegen irrelevant. Bei der numerischen Sensitivitätsanalyse wurde festgestellt, dass die Verkleinerung des Übergangsradius r_2 eine Erhöhung der minimalen Hauptspannungen verursachte. Ebenso führte eine Vergrößerung der Vertiefung e zu einer Erhöhung der minimalen Hauptspannung (Anhang 10.5, Abbildung 10.10 und Abbildung 10.11).

8.2.1.2 Beeinflussung der Bauteilsteifigkeit durch Innengeometrieparameter

Wie in Kapitel 8.1 erwähnt, befand sich die stärkste Ovalisierung des Hohlbauteils in der Y-Richtung bzw. im Bereich der höchsten Belastung (Bauteilmitte). Aus diesem Grund wurde die Verschiebung in Y-Richtung in Abhängigkeit von den Geometrieparametern der Innengeometrie zwecks Analyse der Einflussfaktoren auf die Steifigkeit untersucht.

Die Ergebnisse der bezüglich Steifigkeit bzw. Verschiebung in Y-Richtung ausgeführten Sensitivitätsanalyse sind in Abbildung 8.14 dargestellt. Mit den gewählten Eingangsparametern lag der CoP und damit die Vorhersagegenauigkeit zur Verschiebung in Y-Richtung bei 99 %. Die Vertiefung e zeigte sich dabei mit 88 % als dominierend. Einen kleineren Einfluss hatte die Rippenanzahl n mit 12 %, welche in diesem Fall als Verstärkungsrippe betrachtet werden kann. Der Übergangsradius r_2 wies auf die Verschiebung in Y-Richtung keinerlei Einfluss auf.

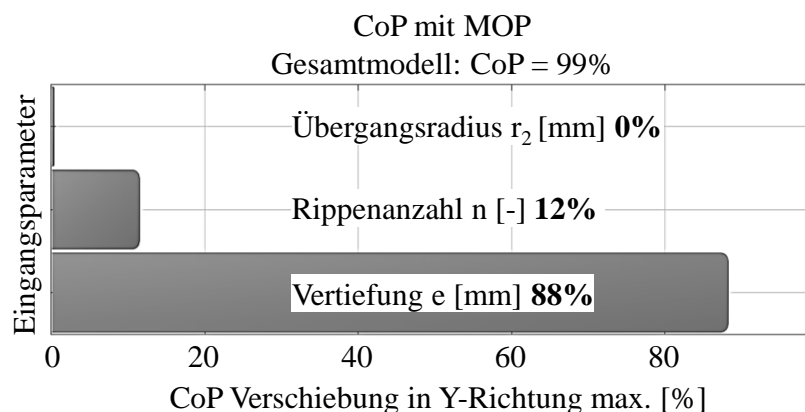


Abbildung 8.14: Relevante Einflussparameter auf die Verschiebung in Y-Richtung

Der Einfluss der Vertiefung e auf die Verschiebung in Y-Richtung ist in Abbildung 8.15 deutlich zu erkennen. Je größer der gewählte Wert, desto größer die Verschiebung in Y-Richtung. Dies lag daran, dass eine Vergrößerung der Vertiefung e zu einer Reduzierung der Wanddicke führte, was mit einer Steifigkeitsabnahme verbunden war. Durch Erhöhung der Rippenanzahl n wurde die Verschiebung minimal verstärkt. Für eine möglichst kleine Verschiebung in Y-Richtung sollte die Vertiefung e möglichst niedrig gewählt werden. Die Rippenanzahl n ließ zwar keinen nennenswerten Einfluss erkennen, kleinere Anzahlen der Rippen n sind jedoch aus technologischen Gründen dennoch zu bevorzugen.

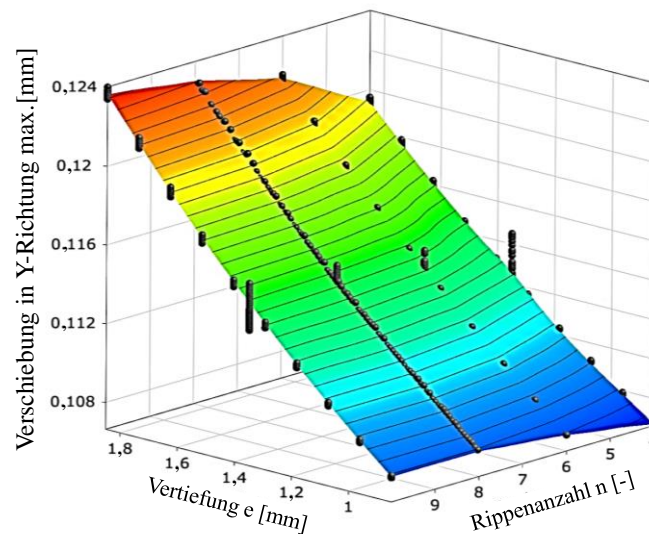


Abbildung 8.15: Metamodell der Abhängigkeit der Verschiebung in Y-Richtung von Vertiefung e und Rippenanzahl n

8.2.1.3 Einfluss des Schrägungswinkels auf Festigkeit und Steifigkeit

Für die Bestimmung des Einflusses des Schrägungswinkels β auf die Festigkeit und Steifigkeit des Kolbenbolzens wurde eine Innengeometrie mit der Rippenanzahl $n = 4$, Vertiefung $e = 1,35$ mm, dem Öffnungswinkel $\alpha = 30^\circ$ sowie den Radien $r_1 = 0,9$ mm und $r_2 = 2,2$ mm verwendet. Mit dieser Parameterkombination der Innengeometrie wurden in den vorherigen Kapiteln 8.2.1.1 und 8.2.1.2 die besten Ergebnisse bezüglich der Festigkeit und Steifigkeit des Kolbenbolzens erreicht. Der Schrägungswinkel β wurde dabei im Bereich zwischen 15° und 60° variiert. Die Ergebnisse dieser Variationsrechnungen sind in Abbildung 8.16 dargestellt.

Abbildung 8.16 zeigt eine Abhängigkeit der maximalen Spannungen und Knotenverschiebung in Y-Richtung vom Schrägungswinkel β , welcher bei der vorherigen Untersuchung im Vergleich zu den anderen Einflussparametern kaum relevant war. Eine Erhöhung dieses Parameters führte zu einer spürbaren Abnahme der maximalen Hauptspannung von 680 MPa auf 580 MPa, was einer Reduktion um 17 % entspricht. Im Gegensatz zu den maximalen Hauptspannungen wies die Knotenverschiebung in Y-Richtung ihren minimalen Wert unter Biegebelastung bei Anwendung eines

Schrägungswinkels $\beta = 40^\circ$ auf. Eine schrittweise Erhöhung des Schrägungswinkels β von 15° auf 40° führte zu einer Abnahme der Ovalisierung um bis zu 10 %. Ab $\beta = 40^\circ$ stiegen die Werte wieder an. Aufgrund dieses Untersuchungsergebnisses wurde der Schrägungswinkel $\beta = 40^\circ$ für die Bestimmung des höchsten Leichtbaupotenzials in Kapitel 8.3 verwendet.

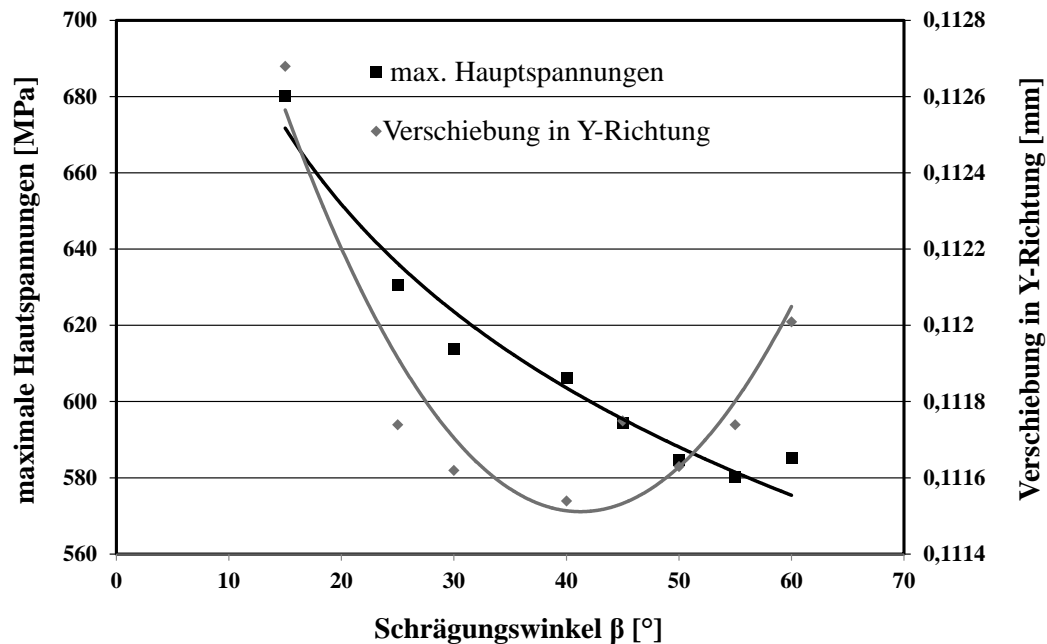


Abbildung 8.16: Abhängigkeit der maximalen Hauptspannungen und der Knotenverschiebung in Y-Richtung vom Schrägungswinkel β unter Biegebelastung

8.2.1.4 Analyse der Parameter der Innengeometrie bezüglich ihres Leichtbaupotenzials

Zusätzlich zur Analyse der wichtigsten Eigenschaften wie Festigkeit und Steifigkeit fokussierten sich die durchgeführten Untersuchungen auch auf die Betrachtung der Parameter der Innengeometrie bezüglich der Reduzierung des Bauteilgewichts unter Beibehaltung der funktionalen Anforderungen. Im Folgenden wird der Einfluss der Parameter auf die Masse des Hohlbauteils erläutert.

Es wurde der Einfluss von 6 unterschiedlichen Parametern der Innengeometrie auf die Masse des Hohlbauteils untersucht. Die Ergebnisse der durchgeführten Sensitivitätsanalyse sind in Abbildung 8.17 dargestellt. Der CoP und damit die Vorhersagegenauigkeit anhand der gewählten Parameter betrug 89 %. Als stärkster Einflussfaktor stach die Vertiefung e mit 87 % heraus. Der Schrägungswinkel β , der Öffnungswinkel α und der Übergangsradius r_1 wiesen in ihrem definierten Variationsbereich keinen Einfluss auf die Masse auf. Die Übergangsradius r_2 und die Rippenanzahl n spielten mit einem Einfluss von jeweils 1 % nur eine untergeordnete Rolle.

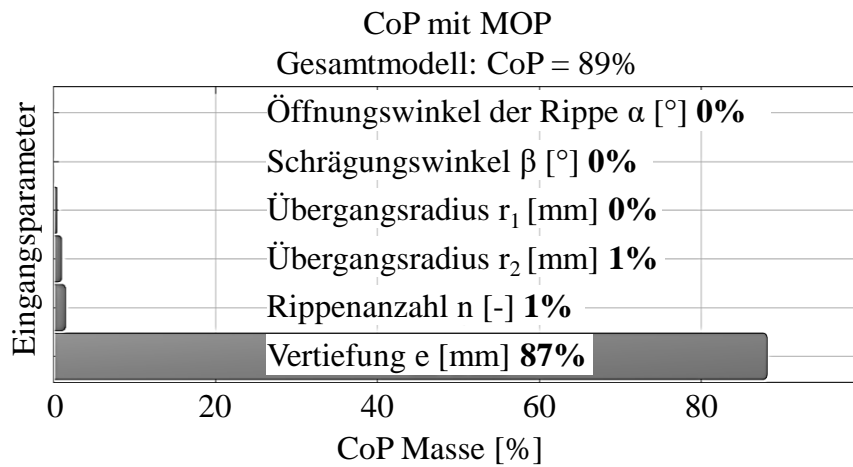


Abbildung 8.17: Relevante Einflussparameter auf die Masse des Kolbenbolzens

Abbildung 8.18 stellt die Veränderung der Masse in Abhängigkeit von der Rippenanzahl n und der Vertiefung e dar. Der Einfluss der Rippenanzahl n war minimal, wobei der niedrigste Wert bei 4 Rippen lag. Bei der Vertiefung e ließ sich ein linearer Zusammenhang mit der Veränderung der Masse erkennen. Je größer die Vertiefung e gewählt wurde, desto kleiner wurde die Masse. Für eine minimale Masse sollte die Vertiefung e folglich möglichst groß gewählt werden. Die Rippenanzahl n ist zu vernachlässigen.

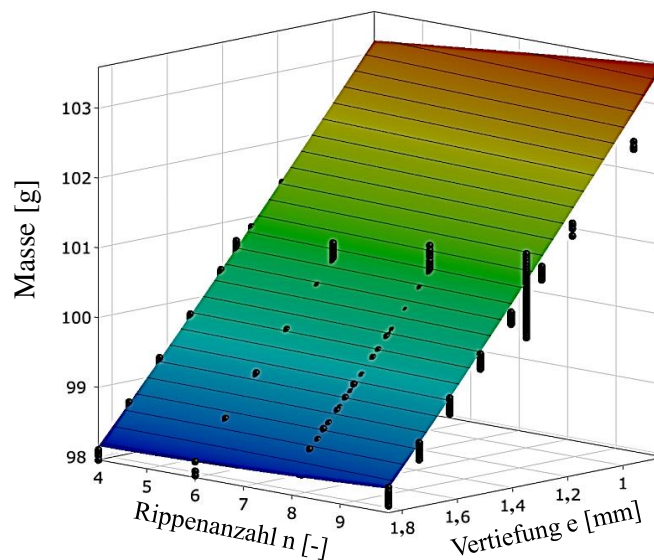


Abbildung 8.18: Metamodell der Abhängigkeit der Masse des Hohlbauteils von der Rippenanzahl n und der Vertiefung e

8.3 Interpretation der strukturmechanischen Analyse

In diesem Kapitel wurden die Ergebnisse der strukturmechanischen Analyse der Biegebelastung des Kolbenbolzens zur Untersuchung von dessen Leichtbaupotenzial bei der Anwendung von helixförmigen Innengeometrien interpretiert. Gemäß [Mah16] wurden konventionelle Kolbenbolzen mit einem Außendurchmesser $D = 22 \text{ mm}$, Innendurchmesser $d = 13 \text{ mm}$ und einer Länge $L_K = 55 \text{ mm}$ mittels mehrstufigem Kaltfließpressen mit abschließendem Abstreckgleitziehen hergestellt. Für eine gewichtsreduzierte konventionelle Geometrie wurde der Innendurchmesser des Kolbenbolzens von $d = 13 \text{ mm}$ auf $d = 14,1 \text{ mm}$ erweitert. Diese Innendurchmesservergrößerung führte bei einer Gewichtseinsparung von 9,5 % zu einer Verringerung der Steifigkeit um 20 % sowie einer Verringerung der Festigkeit um 22 %. Obwohl diese Maßnahmen einen Steifigkeitsverlust zur Folge haben, lag die resultierende Steifigkeit dennoch in einem für gängige industrielle Anforderungen akzeptablen Bereich. Die Festigkeit konnte in diesem Fall durch eine angepasste Wärmebehandlung bzw. Kaltverfestigung noch gesteigert werden.

Als Alternative zu dieser Vergrößerung des Innendurchmessers und dem damit einhergehenden Verlust an Steifigkeit und Festigkeit wurde im Rahmen dieser Arbeit ein innovativer Kolbenbolzen mit einer helixförmigen Innengeometrie entwickelt, welcher ähnliche Maße wie der oben beschriebene, gewichtreduzierte Kolbenbolzen aufweist. Auf Basis der durchgeführten numerischen Sensitivitätsanalyse und der Untersuchung der Einflussfaktoren wurden die folgenden optimalen Parameter für die Innengeometrie erarbeitet:

- Schrägungswinkel $\beta = 40^\circ$
- Übergangsradius r_2 und die Vertiefung e in Abhängigkeit von der Wanddicke so groß wie möglich
- Gemäß Steifigkeitsanalyse Rippenanzahl $n = 6$

Zum Vergleich der entstehenden maximalen Spannungen und Knotenverschiebung in Y-Richtung wurden in diesem Kapitel der Kolbenbolzen mit helixförmiger Innengeometrie und der gewichtreduzierte konventionelle Kolbenbolzen in ANSYS Workbench unter einer Biegebelastung von 50 kN untersucht. Bei der Berechnung wurde ein ähnliches Simulationsmodell wie in Kapitel 8.1 verwendet. Die Randbedingungen wurden daher Analog zu denen in Kapitel 8.1 gewählt. Die nach dem Abstreckgleitziehen entstehende Kaltverfestigung konnte aufgrund unzureichender Kompatibilität zwischen ANSYS Workbench und DEFORM[®] in der hier durchgeführten strukturmechanischen Analyse nicht berücksichtigt werden. Die für diese strukturmechanische Simulation verwendeten Geometrieparameter sind in Tabelle 8.3 aufgeführt.

Tabelle 8.3: Dimensionelle Angaben für unterschiedliche Konstruktionen von Kolbenbolzen zur Bestimmung des Leichtbaupotenzials

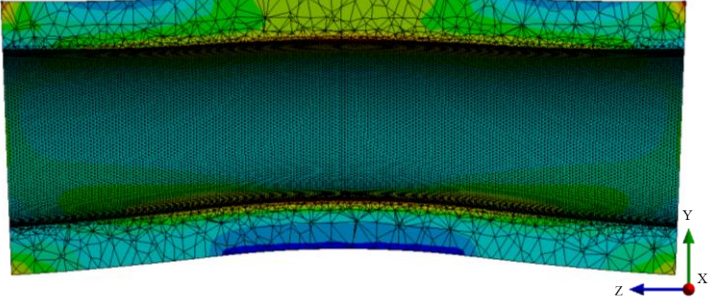
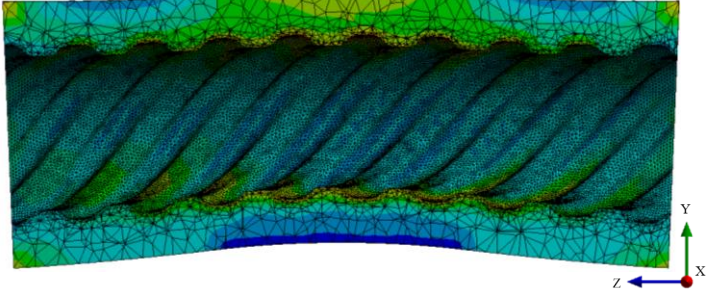
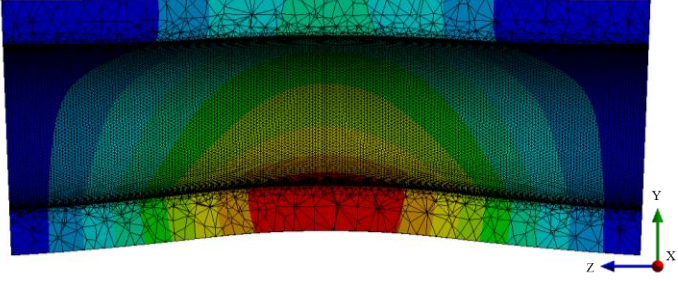
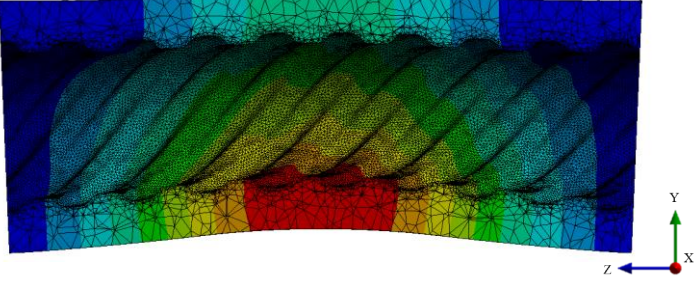
Parameter	Einheit	Wert
<i>Konventionelle Geometrie</i>		
Außendurchmesser D	[mm]	22
Innendurchmesser d	[mm]	13
Masse m	[g]	107
<i>Gewichtsreduzierte konventionelle Geometrie</i>		
Außendurchmesser D	[mm]	22
Innendurchmesser d	[mm]	14,2
Masse m	[g]	97
<i>Neue Helix-Geometrie</i>		
Außendurchmesser D	[mm]	22
Innendurchmesser d	[mm]	13
Rippenanzahl n	[-]	6
Schrägungswinkel β	[°]	40
Übergangsradius r_1	[mm]	1,05
Übergangsradius r_2	[mm]	1,7
Vertiefung e	[mm]	1,8
Öffnungswinkel der Rippe α	[°]	30
Masse m	[g]	98

Die Ergebnisse der mittels ANSYS Workbench durchgeführten strukturellen Analyse bezüglich Festigkeit bzw. maximaler Hauptspannungen und Steifigkeit bzw. Knotenverschiebung in Y-Richtung von zwei unterschiedlichen Kolbenbolzenkonstruktionen sind in Tabelle 8.4 dargestellt. Zunächst wurden die unter Belastung auftretenden maximalen Hauptspannungen im Kolbenbolzen betrachtet. Dabei wurde festgestellt, dass bei Belastung des gewichtreduzierten konventionellen Kolbenbolzens die maximalen Spannungen mit bis zu 597 MPa etwa 10 % niedriger ausfallen als beim Kolbenbolzen mit helixförmiger Innengeometrie. Da die Kolbenbolzen nach dem Umformen in Anlehnung an gängige Vorgehensweisen in der Industrie noch einsatz- und nitriergehärtet werden müssen und dadurch die Festigkeit am Innen- und Außenrand auf bis zu 2.000 MPa gesteigert wird [Mah16], können diese Ergebnisse jedoch als irrelevant betrachtet werden.

Im Gegensatz zu der Festigkeit, welche durch eine angepasste Wärmebehandlung, gezielte Kaltverfestigung beim Umformen oder den Einsatz von hochlegierten Stählen erhöht werden kann, wird die Steifigkeit nur von dem Elastizitätsmodul des Werkstoffes und der Geometrie des Hohlbauteils beeinflusst. Bei dem neuartigen Kolbenbolzen wurden verglichen mit dem gewichtreduzierten konventionellen Kolbenbolzen um ca. 5 % niedrigere Knotenverschiebungen in Y-Richtung simulativ ermittelt, was den größten Vorteil des neuartigen Kolbenbolzens mit helixförmiger Innengeometrie gegenüber gewichtreduzierten konventionellen Kolbenbolzen darstellt. Da eine Änderung der Geometrie bzw. eine Vergrößerung des Innendurchmessers eine höhere Masse des

Hohlbauteils erfordert, wäre eine ähnliche Verbesserung der Steifigkeit bei gewichtsreduzierten konventionellen Kolbenbolzen nur mit unerwünschten Nebeneffekten umsetzbar.

Tabelle 8.4: Ergebnisse der strukturmechanischen Untersuchung der Biegebelastung des Kolbenbolzens mit helixförmiger Innengeometrie und des gewichtsreduzierten konventionellen Kolbenbolzens (stark überzeichnet)

Maximale Hauptspannungen	
<p>Gewichtsreduzierter konventioneller Kolbenbolzen</p> <p>Masse: 97 g</p>	 <p>-190 -102 -15 73 160 248 335 422 510 597</p>
<p>Innovativer Kolbenbolzen</p> <p>Masse: 98 g</p>	 <p>-193 -98 -3 93 188 283 378 473 568 662</p>
Knotenverschiebung in Y-Richtung	
<p>Gewichtsreduzierter konventioneller Kolbenbolzen</p> <p>Masse: 97 g</p>	 <p>-0,002 0,124 0,026 0,04 0,055 0,069 0,083 0,097 0,111 0,125</p>
<p>Innovativer Kolbenbolzen</p> <p>Masse: 98 g</p>	 <p>-0,001 0,012 0,025 0,04 0,052 0,065 0,079 0,092 0,105 0,119</p>

Im Vergleich zum gewichtsreduzierten konventionellen Kolbenbolzen bietet die neu entwickelte Innengeometrie einen weiteren wesentlichen Vorteil. Der Kolbenbolzen ist in der Kolbennabe und dem Pleuelauge gelagert. Aufgrund der geringen Relativbewegungen zwischen Pleuel und Kolben liegen nach [Mah09] ungünstige Schmierverhältnisse vor. Um ein frühzeitiges verschleißbedingtes Versagen des Kolbenbolzens zu vermeiden, ist dieser schwimmend im Kolben gelagert. Bei Anwendung einer helixförmigen Innengeometrie kann die Relativbewegung vergrößert und der Kolbenbolzenverschleiß entsprechend reduziert werden. Diese These kann in zukünftigen Untersuchungen durch simulative Betrachtung von oszillierenden Bewegungen des Pleuels in Wechselwirkung mit dem neu gestalteten Kolbenbolzen überprüft werden. Da der Fokus in diesem Abschnitt auf der Bestimmung des Leichtbaupotenzials lag, bleibt eine solche Analyse späteren Ausarbeitungen überlassen.

8.3.1 Fazit der strukturmechanischen Simulation bezüglich des Leichtbaupotenzials

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde der Einfluss unterschiedlicher Parameter der Innengeometrie des innovativen Kolbenbolzens auf seine Festigkeit, Steifigkeit und sein Leichtbaupotenzial mithilfe der strukturmechanischen Simulationen analysiert. Die definierten Parameter der Innengeometrie (Tabelle 8.2) wurden dabei variiert und als Eingangsparameter für eine Sensitivitätsanalyse bereitgestellt. Die maximalen Hauptspannungen, Vergleichsspannungen sowie die Knotenverschiebung in Y-Richtung bzw. die Ovalisierung wurden als Zielgrößen der Biegesimulation in ANSYS Workbench definiert. Die Kaltverfestigung des Hohlbauteils nach der Umformung wurde dabei nicht berücksichtigt. Darüber hinaus wurden das Potenzial hinsichtlich des Leichtbaus und die resultierenden Bauteileigenschaften bei der Verwendung einer derartigen helixförmigen Innengeometrie im Vergleich zu einem konventionellen konstanten Innendurchmesser untersucht. Für eine bessere Vergleichbarkeit wurde die Geometrie des innovativen Kolbenbolzens ähnlich der Geometrie des gewichtreduzierten konventionellen Kolbenbolzens gewählt.

Die Ergebnisse der numerischen Sensitivitätsanalyse zeigten einen signifikanten Einfluss des Übergangsradius r_2 , der Vertiefung e und des Schrägungswinkels β auf die maximalen Werte der auftretenden Spannungen sowie die Ovalisierung. Eine Erhöhung des Übergangsradius r_2 führte zu einer stärkeren Abnahme der Zielgrößen. Dabei konnte folgender Zusammenhang festgestellt werden: je größer der Übergangsradius r_2 , desto niedriger stellen sich die maximalen Hauptspannungen sowie die Knotenverschiebung in Y-Richtung ein. Aus einer Erhöhung des Schrägungswinkels β auf 40° folgte eine Reduzierung der Ovalisierung um bis zu 10 %. Bei Anwendung eines Schrägungswinkels von $\beta = 40^\circ$ war die Knotenverschiebung in Y-Richtung minimal. Um möglichst niedrige Werte von Ovalisierung und Masse des Kolbenbolzens zu erzielen, sollte die Vertiefung e möglichst gering gewählt werden. Die Vertiefung e war der einzige Parameter, der einen

nennenswerten Einfluss auf die Masse aufwies. Alle anderen Parameter der Innengeometrie waren für die Betrachtung des Leichtbaupotenzials des hohlen Kolbenbolzens irrelevant. Beim Vergleich des Kolbenbolzens mit der neu entwickelten Innengeometrie mit dem Kolbenbolzen nach konventioneller Konstruktion wurde festgestellt, dass die neue helixförmige Innengeometrie bei einer Reduzierung der Kolbenbolzenmasse um 9,5 % eine Erhöhung der Steifigkeit um bis zu 5 % aufwies.

Fazit: Durch Verwendung der neu entwickelten helixförmigen Innengeometrie anstatt eines konstanten Innendurchmessers kann eine Reduzierung der Masse des Kolbenbolzens um 9,5 % in Kombination mit einer um 5 % höheren Steifigkeit und gleichbleibenden Festigkeit erreicht werden. Die Parameter der Innengeometrie wie Übergangsradius r_2 , Vertiefung e und Schrägungswinkel β sind dafür in Abhängigkeit von den vorgegebenen Anwendungsgrenzen mithilfe der in dieser Arbeit beschriebenen Methodik an das Lastkollektiv der Maschine anzupassen.

8.3.2 Technische und wirtschaftliche Bewertung der Herstellung von Kolbenbolzen

Trotz gegensätzlicher Anforderungen wie ausreichende Steifigkeit und geringes Gewicht muss die Herstellung von Kolbenbolzen möglichst einfach und wirtschaftlich sein. Die konventionelle Prozessroute der Kolbenbolzenfertigung beim Projektpartner Mahle GmbH Stuttgart [Mah16] besteht aus 16 Fertigungsstufen, welche in Umform-, Wärmebehandlungs- und Zerspanungsoperationen unterteilt werden können (Abbildung 8.19).

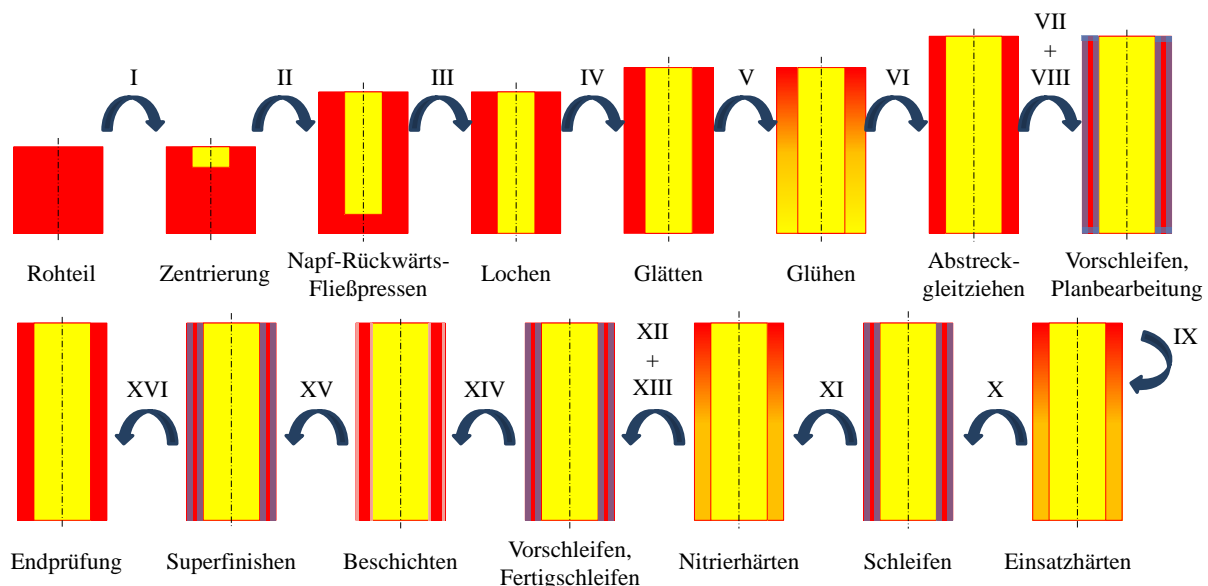


Abbildung 8.19: Konventionelle Prozesskette zur Herstellung eines Kolbenbolzens [Mah16]

Die Einbringung einer helixförmigen Innengeometrie am Kolbenbolzen zeigte sowohl technische als auch wirtschaftliche Vorteile. Da die helixförmige Innengeometrie durch Abstreckgleitziehen erzeugt wurde, wiesen die Kolbenbolzen eine hohe Maßgenauigkeit bzw. net-shape Geometrie, eine gute Werkstoffausnutzung sowie eine hohe Oberflächengüte auf. Nachfolgende spanende Bearbeitungen können durch die erreichbaren net-shape Qualitäten somit reduziert werden oder ganz

entfallen. Die Prozesskette zur Herstellung des neu entwickelten Kolbenbolzens ist in Abbildung 8.20 dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass die Fertigung im Vergleich zur konventionellen Herstellung von 16 (Abbildung 8.19) auf 12 Fertigungsstufen reduziert werden kann. Die Fertigungsstufen Lochen, Glätten und Vorschleifen entfallen in der neuen Prozesskette. Im Rahmen des in Kapitel 1 erläuterten Forschungsprojektes „Massiver Leichtbau“ wurde eine tabellarische Matrix (Anhang 10.5, Tabelle 10.2) zur Kostenbewertung und zum Vergleich der konventionellen und innovativen Prozesskette bezüglich Prozesszeit, Temperatur, Energiebedarf, etc. erstellt. Die Ergebnisse dieser Bewertung zeigten, dass die benötigte Prozesszeit für die Fertigung des neu entwickelten Kolbenbolzens um ca. 33 % verkürzt werden kann. Der Entfall mehrerer Fertigungsstufen führt ebenso zur Reduzierung der Temperatur und Verringerung des Verschleißes des Umformwerkzeuges sowie bei Betrachtung der gesamten Prozesskette zu einem geringeren Energiebedarf und reduzierten Fertigungskosten.

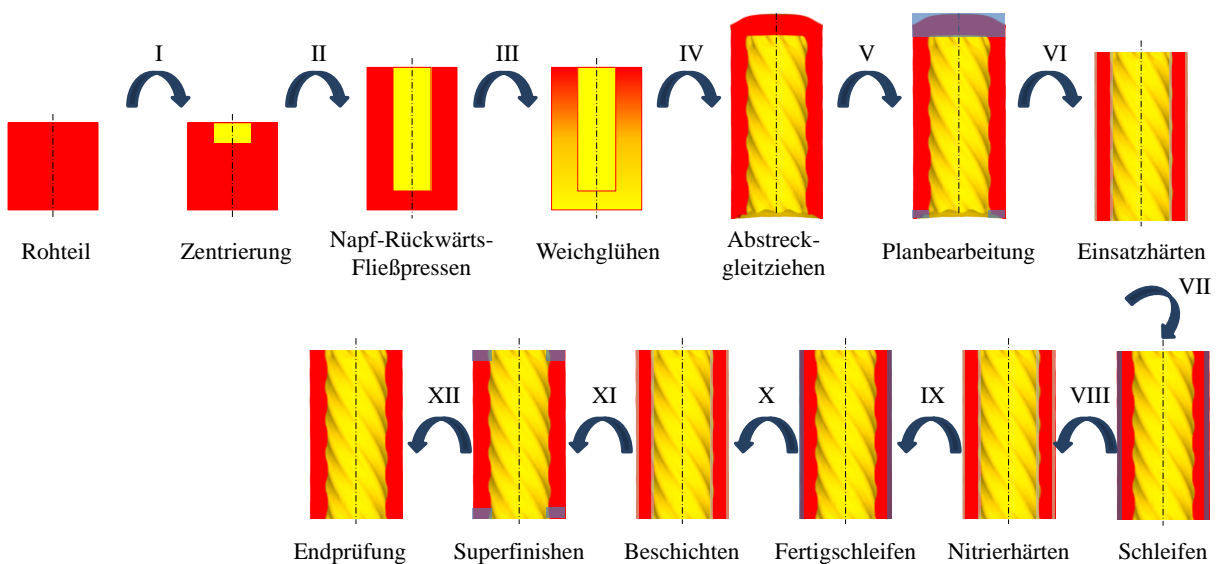


Abbildung 8.20: Prozesskette zur Herstellung des neu entwickelten Kolbenbolzens

9 Zusammenfassung und Ausblick

In diesem Kapitel werden die Grenzen der Übertragbarkeit der ermittelten Ergebnisse auf die Auslegungsmethodik ähnlicher Bauteile beleuchtet und abschließend Empfehlungen für weitere wissenschaftliche Untersuchungen ausgesprochen.

9.1 Zusammenfassung der Arbeit und Erkenntnisgewinn

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit erfolgte eine Untersuchung zur Ermittlung der bislang unbekanntenen Verfahrensgrenzen bei der Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$ mittels Abstreckgleitziehen. Da Genauigkeit und Oberflächengüte der Innengeometrie für die Lebensdauer des Bauteils ausschlaggebend sind, wurde insbesondere der Einfluss der Prozessparameter dieses Kaltumformverfahrens auf die Formfüllung der Innengeometrie untersucht. Außerdem wurde eine weiterführende Untersuchung des Ausstoßprozesses nach dem Abstreckgleitziehen durchgeführt, um die Einflussfaktoren des Umformprozesses auf die Auswerferkraft und den Ausstoßvorgang selbst zu bestimmen. Für die Ermittlung der Verfahrensgrenze hinsichtlich eines maximalen Schrägungswinkels der Innengeometrie, bei dem das Ausstoßen ohne Schädigung der Innenkontur noch möglich ist, wurde eine auf die zeitaufwändige numerische Simulation des Ausstoßens verzichtende analytische Methodik entwickelt.

Das Einbringen einer komplexen helixförmigen Innengeometrie am Hohlbauteil durch Abstreckgleitziehen wurde bislang wissenschaftlich nicht hinreichend betrachtet. Es wurde deshalb eine Literaturrecherche zu bereits bekannten Fertigungsverfahren zur Herstellung solcher Innengeometrien durchgeführt (**Kapitel 2**). Der Stand der Technik zeigte, dass komplexe helixförmige Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$ bisher mittels spanender Verfahren erzeugt wurden, was unter anderem aufgrund von Materialverlust zu höheren Herstellkosten führt. Als wirtschaftlichere Alternative kommt das Kaltfließpressen bzw. Abstreckgleitziehen von schräg verzahnten Hohlrädern mit Drucküberlagerung im Werkzeug zum Einsatz (**Kapitel 2.1.3**). Die wissenschaftlichen Untersuchungen auf diesem Gebiet lieferten jedoch keine Aussage zu den Verfahrensgrenzen bezüglich der Formfüllung solcher Innengeometrien. Darüber hinaus wurden bislang keine wissenschaftlichen Arbeiten zur Untersuchung des Einflusses der Umformparameter auf die Formfüllung der Innengeometrie beim konventionellen Abstreckgleitziehen durchgeführt. Die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durch Abstreckgleitziehen stellt somit ein bis dato wissenschaftlich weitestgehend unerforschtes Themengebiet dar. Die zahlreichen Vorteile des Kaltfließpressens gegenüber konkurrierenden spanenden Fertigungsverfahren wurden in **Kapitel 2.2** näher betrachtet und in einer Tabelle vergleichend zusammengefasst.

Zu Beginn der im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten wissenschaftlichen Untersuchungen wurden mögliche Anforderungen an Hohlbauteile mit komplexen helixförmigen Innengeometrien analysiert und Zielgrößen bzw. gewünschte Eigenschaften des Pressteils gemäß dieser Anforderungen definiert. Dazu zählten unter anderem eine vollständige Formfüllung der Innengeometrie bei niedrigen Umformkräften, die Kaltverfestigung nach dem Napf-Rückwärts-Fließpressen und ein schädigungsfreies Ausstoßen. Die Einflüsse der sich aus dem späteren Gebrauch des Bauteils ergebenden Prozessparameter auf diese Zielgrößen wurden sowohl bei den numerischen als auch experimentellen Untersuchungen qualitativ und quantitativ betrachtet (**Kapitel 3**).

Zunächst wurden numerische Untersuchungen des Abstreckgleitziehens von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien durchgeführt, um die Besonderheiten dieses Fertigungsverfahrens im Vergleich zum konventionellen Abstreckgleitziehen zu ermitteln. Da eine helixförmige Innengeometrie das Erzeugen einer Symmetrieebene verhindert, war für die numerischen Untersuchungen ein vollständig dreidimensionales Simulationsmodell erforderlich (**Kapitel 5.1**). Bei diesen Untersuchungen wurde festgestellt, dass der Werkstofffluss beim Abstreckgleitziehen von helixförmigen Innengeometrien im Vergleich zum konventionellen Abstreckgleitziehen eine zusätzliche Drehbewegung zur Folge hat. Ein solcher Werkstofffluss bewirkt die Entstehung zusätzlicher Schubspannungen und führt damit zu einer Reduzierung der Zugspannungen im Bodenbereich sowie zu einer Entlastung des gefährdeten Querschnitts im Bodenbereich des Napfes bzw. zur Erreichung höherer Umformgrade.

Da dreidimensionale Umformsimulationen von Abstreckgleitziehen überaus zeitaufwändig sind, wurden die Untersuchungen bezüglich der Formfüllung der Innengeometrie unter Anwendung eines vereinfachten zweidimensionalen Simulationsmodells durchgeführt (**Kapitel 5.3**). Die Einflussparameter auf die Formfüllung wurden mithilfe numerischer Sensitivitätsanalysen untersucht, wobei sowohl der Einfluss von geometrischen als auch von prozessspezifischen Parametern beim Umformen von weichgeglühten und kaltverfestigten Halbzeugen betrachtet wurde. Dabei wurde eine ausgeprägte Sensibilität der Formfüllung der Innengeometrie beim Abstreckgleitziehen bezüglich des Ziehringöffnungswinkels und der Reibungsverhältnisse zwischen Werkzeug und Pressteil festgestellt. Zur Erreichung minimaler Werte des Abstandes zwischen Pressteil und Dorn als Maßzahl für eine vollständige Formfüllung muss der Ziehringöffnungswinkel sowie die Reibung zwischen Pressteil und Dorn möglichst hoch und die Reibung zwischen Ziehring und Pressteil möglichst niedrig gewählt werden. Darüber hinaus wurden beim Abstreckgleitziehen von weichgeglühten Näpfen im Vergleich zu kaltverfestigten in der Regel bessere, bei optimaler Anpassung der Prozessparameter sogar vollständige Formfüllungen erreicht. Die Verfahrensgrenze der Anwendbarkeit des Abstreckgleitziehens für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komple-

nen helixförmigen Innengeometrien bezüglich ihrer Formfüllung wurde durch Variation der Geometrieparameter des Dorns ermittelt (**Kapitel 5.3.3**). Bei Auswertung der Ergebnisse wurde festgestellt, dass durch Erhöhung des Ziehringöffnungswinkels und der Reibung zwischen Pressteil und Dorn, Reduzierung des Schrägungswinkels und Wahl eines möglichst großen Verhältnisses der Steigung t zur Kontaktfläche zwischen Ziehring und Pressteil höhere und kleinere Radien aufweisende Rippen erzeugt werden können. Eine solche Anpassung der Parameter führte dazu, dass sich nur eine Rippe in der Umformzone befand und der horizontale Werkstofffluss in die Kavität begünstigt wurde, wodurch eine vollständige Formfüllung erreicht werden konnte. Die Vertiefung der Rippe e ist dabei durch den im Wandbereich des Halbzeuges zur Verfügung stehenden Werkstoff begrenzt. Durch Erhöhung des Umformgrades befindet sich ein größeres Werkstoffvolumen in der Umformzone, was zu einer Vergrößerung der Vertiefung e führt. Die Zugfestigkeit des Werkstoffes darf dabei jedoch nicht überschritten werden.

Ferner wurde die Übertragbarkeit des Abstreckgleitziehens auf weitere trapezförmige Innenprofile untersucht (**Kapitel 5.3.4**). Die Ergebnisse dieser Analyse wiesen darauf hin, dass der Ziehringöffnungswinkel sowie die Reibungsverhältnisse zwischen Werkzeug und Pressteil einen signifikanten Einfluss auf die Formfüllung der Innengeometrie haben. Durch gezielte Anpassung dieser Parameter konnte ein Optimum der Formfüllung durch einen günstigen Werkstofffluss erzielt werden. Bei Umsetzung kleiner Steigungswinkel der Innengeometrie muss jedoch die Gefahr der Faltenbildung berücksichtigt werden. Ferner können Innengeometrien mit großen Rippentiefen zu einer unzureichenden Formfüllung führen.

Für die numerischen Untersuchungen des Ausstoßvorgangs wurde die Umformsimulation mit einem elastisch-plastischem Halbzeug und elastischem Werkzeug durchgeführt (**Kapitel 5.4**). Bei der Umformsimulation war eine Rückfederung des Pressteils nach Verlassen der unter hohen radialen Druckspannungen stehenden Umformzone bzw. in radialer Richtung nach dem Entlasten zu erkennen. Dadurch behielten nur wenige Knotenpunkte der helixförmigen Innengeometrie den Kontakt mit dem Dorn bei. Die Simulationsergebnisse des Ausstoßens wiesen darauf hin, dass ein schädigungsfreies Ausstoßen ohne plastische Verformung der Innenkontur bei einem Schrägungswinkel von 35° noch möglich ist (**Kapitel 5.5**). Zusätzlich wurde zur Vermeidung von zeitaufwändigen Ausstoßsimulationen eine analytische Methodik zur Ermittlung der Verfahrensgrenzen bezüglich des maximal zulässigen Schrägungswinkels der helixförmigen Innengeometrie beim Ausstoßen unter Berücksichtigung der Reibung, der Kontaktspannungen und der Kontaktfläche zwischen Dorn und Pressteil entwickelt (**Kapitel 5.6**).

Da bei den numerischen Untersuchungen von der Realität abweichende Annahmen wie eine konstante Reibungszahl beim Umformprozess und Gleitreibung anstatt Haftreibung beim Ausstoßen

getroffen wurden, waren experimentelle Untersuchungen des Abstreckgleitziehens zur Validierung der Simulationsergebnisse erforderlich. Um den Einfluss der Eingangsparameter auf die Pressteileigenschaften beim Abstreckgleitziehen zu bestimmen, wurde ein aus vier Abschnitten bestehender Versuchsplan erstellt (**Kapitel 6.3**). Die untersuchten Proben wurden aus dem Einsatzstahl 16MnCr5 in den Gefügeständen GKZ und FP hergestellt. Die Einflüsse der Eingangsparameter auf die Zielgrößen Umformkraft, Formfüllung, Härteverteilung, Auswerferkraft sowie Einfluss der Kaltverfestigung wurden im Anschluss an die experimentellen Versuche untersucht (**Kapitel 7.1**).

Bei der Beurteilung des Einflusses der Parameter auf die Umformkraft wurde festgestellt, dass das Schmiermittel den größten Einfluss auf die maximalen Ziehringkräfte aufweist. So wurde bei Verwendung des Schmiermittels auf Polymerbasis eine im Vergleich zum Schmiermittel MoS₂ um 20 % reduzierte Ziehringkraft gemessen (**Kapitel 7.1.1**). Diese Differenz ist durch die niedrigen Reibungszahlen des Schmierstoffes auf Polymerbasis und die aus den geringen Umformgraden resultierende Unterfüllung der Innengeometrie begründet. Eine Erhöhung der Hubzahl sowie die Reduzierung des Schrägungswinkels β der Innenhelix führte bei Verwendung des Schmierstoffes auf Polymerbasis zu einem geringfügigen Abfall der maximalen Ziehringkraft. Bei Verwendung von MoS₂ trat dieser Effekt nicht ein. Somit konnte eine erhöhte Sensibilität des Schmierstoffes auf Polymerbasis gegenüber dem Umformgrad und der Umformwärme festgestellt werden. Zur Ermittlung des Einflusses der Kaltverfestigung auf die ausgewählten Zielgrößen wurden zusätzlich kaltverfestigte Näpfe abstreckgleitgezogen (**Kapitel 7.1.2**).

Die experimentellen Ergebnisse und numerischen Untersuchungen wiesen übereinstimmende Einflüsse der Prozessparameter auf die Formfüllung der Innengeometrie und Verteilung der unterfüllten Rippen auf. Von den im Rahmen der experimentellen Untersuchungen variierten Parametern Schmiermittel, Umformgrad, Hubzahl und Schrägungswinkel zeigte die Wahl des Schmiermittels den größten Einfluss auf die Formfüllung (**Kapitel 7.1.3**). Entsprechend der numerischen Simulation wurde des Weiteren festgestellt, dass sich die auftretenden Unterfüllungen nicht bei allen Rippen mittig, sondern in der Regel vollständig außerhalb der Winkelhalbierenden befanden. Entlang der Bauteilachse betrachtet, nahm die Unterfüllung mit zunehmender Entfernung vom Boden leicht ab. Insgesamt ließen sich dabei durch die Verwendung des Schmierstoffes MoS₂ im Vergleich zum Schmierstoff auf Polymerbasis generell bessere Ergebnisse bezüglich der Werte des durchschnittlichen radialen Spalts und der Anzahl unterfüllter Rippen erzielen. Eine Analyse der Härteverteilung im Pressteil zeigte, dass der Härteverlauf bedingt durch die Dehnungsverteilung nach den Umformprozessen vom Pressteilinneren nach außen sowie mit zunehmender Entfernung vom Bodenbereich stark abnimmt. Dabei konnte durch das Abstreckgleitziehen die Härte der weichge-

glühten Näpfe im Vergleich zur eingangs gemessenen Härte des Halbzeugs um bis zu 48 % gesteigert bzw. auf bis zu 340 HV 30 erhöht werden (**Kapitel 7.1.4**). Mit Ausnahme der kaltverfestigten Näpfe stützten sämtliche durchgeführten experimentellen Untersuchungen die zuvor bestimmten numerisch ermittelten Ergebnisse. Da der „Bauschinger-Effekt“ beim Abstreckgleitziehen von kaltverfestigten Näpfen simulativ nicht abgebildet werden kann, wichen hier simulative und experimentelle Ergebnisse voneinander ab (**Kapitel 7.1.2**). Die experimentell untersuchte Oberflächenqualität zeigte, dass das Schmiermittel MoS₂ im Vergleich zum Schmiermittel auf Polymerbasis sowohl bei der Außen- als auch Innenoberfläche unabhängig von Umformgrad und Umformgeschwindigkeit wesentlich bessere und stabilere Ergebnisse mit geringeren Schwankungen gewährleistete (**Kapitel 7.1.5**). Darüber hinaus ermöglichte das Schmiermittel MoS₂ die Herstellung glatterer, nicht poröser Oberflächen auf der Innenseite der erzeugten Hohlbauteile. Aufgrund dessen und unter Einbeziehung der Ergebnisse aus **Kapitel 7.1.3** kann die Verwendung des Schmiermittels auf Polymerbasis für die Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien nicht empfohlen werden.

Bei der Betrachtung der experimentell ermittelten Auswerferkräfte wurde eine Beeinflussung durch Schrägungswinkel, Schmiermittel und Pressteillänge festgestellt. Dabei führte die Vergrößerung des Schrägungswinkels, die Erhöhung der Reibungszahl sowie der Pressteillänge zu einer Steigerung der Auswerferkraft (**Kapitel 7.2**). Ferner zeigten die experimentellen Untersuchungen, dass die verwendete Werkzeugtechnik den schadigungsfreien Ausstoßvorgang der Innengeometrie bei einem Schrägungswinkel von 35° ermöglichte. Die Ergebnisse der numerischen und analytischen Untersuchungen wurden durch die experimentell ermittelten Auswerferkräfte bestätigt.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die Verfahrensgrenzen zur Herstellung von Hohlbauteilen mit komplexen helixförmigen Innengeometrien mit einem Länge-zu-Innendurchmesser-Verhältnis von $L/d > 2$ beim Abstreckgleitziehen numerisch ermittelt und mittels experimenteller Untersuchungen validiert. Tabelle 9.1 zeigt die dabei ermittelten erforderlichen Anpassungen des Umformprozesses bei Veränderung der Eingangsparameter der Innengeometrie. Ferner wurde eine analytische Methodik zur Berechnung und Bestimmung der Verfahrensgrenzen des Ausstoßens bzw. zur analytischen Bestimmung des maximal umsetzbaren Schrägungswinkels der Innengeometrie, bei dem das Ausstoßen ohne Schädigung der Innenkontur noch möglich ist, entwickelt. Durch Anwendung dieser neu entwickelten analytischen Methodik kann dieser maximale Schrägungswinkel der Innengeometrie ohne zeitaufwändige numerische Untersuchungen bestimmt werden.

Tabelle 9.1: Qualitative Wechselwirkungen ausgewählter Prozessparameter auf die Formfüllung der Innen-geometrie

	Vertiefung $e \uparrow$	Schrägungswinkel $\beta \uparrow$	Verhältnis $r_1/r_2 \uparrow$
Reibung Dorn Pressteil	↑↑	↑↑	↑↑
Reibung Ziehring Pressteil	↓↓	↓↓	↓↓
Ziehringöffnungs- winkel	↑ Risiko Bodenreißer!	↑ Risiko Bodenreißer!	Kontaktfläche $< t$
Wanddicke	↑	-	-

9.2 Übertragbarkeit der ermittelten Ergebnisse auf weitere Bauteile

Die Übertragbarkeit des Abstreckgleitziehens auf die Herstellung von diversen Innenprofilen wurde in **Kapitel 5.3.4** numerisch untersucht und die Anwendbarkeit dieser Innenprofile zur Optimierung von Kolbenbolzen in **Kapitel 8** evaluiert und nachgewiesen. Im Anschluss an die Suche nach weiteren Anwendungsbereichen wurde zwecks Erfassung des in Frage kommenden Bauteilspektrums eine Literaturrecherche durchgeführt. Die weiteren Bauteile, deren Herstellung durch Abstreckgleitziehen möglich ist, sind in Tabelle 9.2 dargestellt.

Tabelle 9.2: Bauteilspektrum der Herstellung durch Abstreckgleitziehen

Zapfwellen	Gewindehülsen	Gehäuse Schneckengetriebe
		
Spezielle Rohre aus Kupfer	Extruderschnecken	Innenverzahnungen
		

Es ist hervorzuheben, dass bei Anwendung des Abstreckgleitziehens zur Herstellung solcher Hohlbauteile eine nachträgliche spanende Nachbearbeitung aufgrund hoher erreichbarer Genauigkeiten minimiert werden oder vollständig entfallen kann. Außerdem können positive Effekte wie Kaltverfestigung, günstigere Faserverläufe und die Einbringung von Eigenspannungen bei der Gestaltung der Fertigungskette gezielt genutzt werden, um die Festigkeit und Lebensdauer des Bauteils zu erhöhen. Eine mögliche Ausbringungsmenge von über 60 Stk/min bietet Potenzial für die Fertigung großer Stückzahlen und weitere ökonomische Vorteile.

9.3 Ausblick auf weitere Untersuchungen

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die Verfahrensgrenzen bei der Herstellung von komplexen helixförmigen Innengeometrien bei Hülsen bzw. Näpfen durch Abstreckgleitziehen ermittelt und eine analytische Methodik zur Berechnung des maximal zulässigen Schrägungswinkels entwickelt. Darüber hinaus wurde der Einfluss der Prozessparameter und geometrischen Parameter des Werkzeuges auf die Formfüllung der Innengeometrie, die Höhe der Umform- und Auswerferkraft, die Härteverteilung im Pressteil etc. bestimmt. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen des Abstreckgleitziehens von kaltverfestigten Halbzeugen trat ein Dornbruch auf, wobei das hergestellte Pressteil dennoch hinsichtlich seiner bis dahin erzeugten Formfüllung der Innengeometrie analysiert wurde. Während in den Bereichen des freien Fließens (Abbildung 9.1, Querschnitt B-B) eine Unterfüllung der Innengeometrie festgestellt wurde, wies der Bereich in der Nähe der Auswerferhülse eine vollständige Formfüllung auf (Abbildung 9.1, Querschnitt A-A), was durch die von der Auswerferhülse ausgehenden überlagerten Druckspannungen verursacht wurde. Wie in **Kapitel 7.1.2** beschrieben, wurde das Pressteil nach dem Bodenabriss bis zum Kontakt mit der Auswerferhülse durch den Ziehring geschoben. Bei Auftreffen des Pressteils auf die Auswerferhülse erfuhr der Werkstofffluss durch das stirnseitige Anliegen auf der Auswerferhülse einen Widerstand, wodurch im Pressteil Druckspannungen entstanden. Dies legte die Vermutung nahe, dass die Formfüllung der Innengeometrie durch gezieltes Aufbringen von Druckspannungen auf die Stirnfläche des Pressteils deutlich verbessert werden kann. Die Druckspannungen dürfen die entgegengesetzten Spannungen des Werkstoffflusses dabei jedoch nicht übersteigen. Andernfalls wird das Halbzeug vom Dorn ausgestoßen. Der Einfluss von gesteuert überlagerten Druckspannungen auf die Formfüllung der Innengeometrie wurde im Rahmen dieser Arbeit weder numerisch noch experimentell betrachtet und bietet somit Potenzial für weitere wissenschaftliche Untersuchungen.

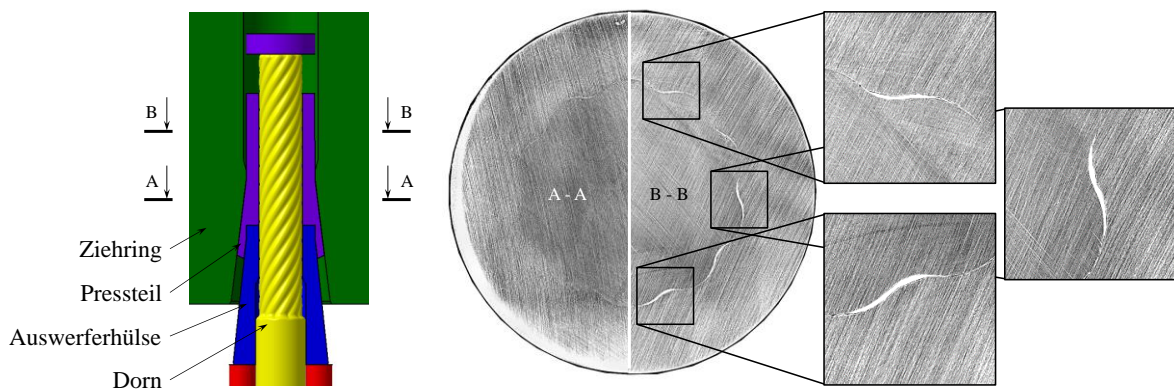


Abbildung 9.1: Formfüllung der Innengeometrie beim Abstreckgleitziehen kaltverfestigter Halbzeuge

Die Erweiterung der Verfahrensgrenzen beim Abstreckgleitziehen durch den gezielten Einsatz von kaltverfestigten Halbzeugen wurde in der vorliegenden Arbeit aufgrund des beschriebenen Dornbruches ebenfalls nicht weiter betrachtet. Analytische Berechnungen zur Verringerung der Gefahr von Bodenreißen durch Reduzierung der Zugspannungen im Bodenbereich mittels überlagerter Druckspannungen im Pressteil bieten jedoch weiteres Verbesserungspotenzial. Bei Umsetzbarkeit dieses Ansatzes könnte die Festigkeit des Halbzeuges nach dem Napf-Rückwärts-Fließpressen beibehalten und für die Einstellung von Bauteileigenschaften gezielt genutzt werden.

Für die experimentellen Untersuchungen (**Kapitel 7**) wurden sämtliche Halbzeuge zwecks Erzeugung einer strukturierten, die Haftung zwischen Schmierstoff und Halbzeug begünstigenden Oberfläche vor dem Aufbringen des Schmiermittels gestrahlt. Ausgehend von der Erkenntnis, dass erhöhte Reibungswerte zu einer besseren Formfüllung führen (**Kapitel 7.1.3**), sind weiterführende Untersuchungen zur Verbesserung der Oberflächenqualität (**Kapitel 7.1.5**) und Formfüllung der Innengeometrie durch Verwendung von ungestrahlten Halbzeugen zu empfehlen.

10 Anhang

Dieses Kapitel enthält unter Verweis auf die jeweils betroffenen Abschnitte weiterführende Informationen und Erkenntnisse zu den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten numerischen und experimentellen Untersuchungen.

10.1 Stand der Technik



Abbildung 10.1: Einflussfaktoren auf die Reibung [Li95]

10.2 Numerische Untersuchungen

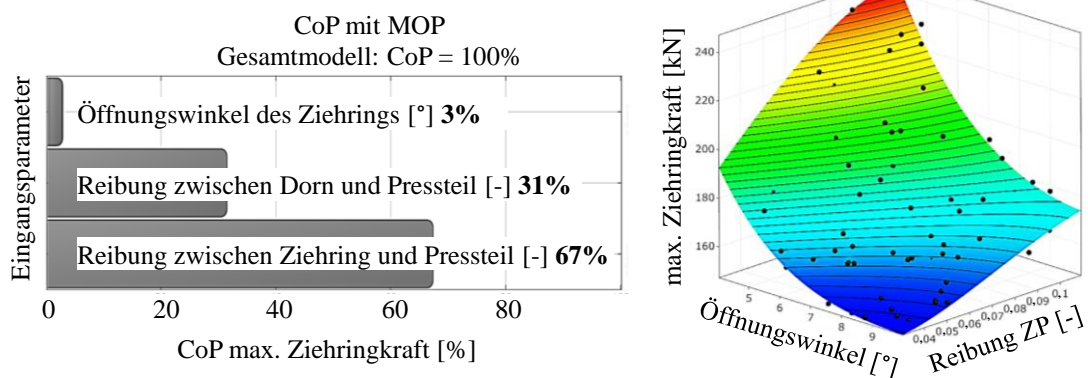


Abbildung 10.2: Links: Relevante Einflussparameter auf die maximale Ziehringkraft bei der Umformung von kaltverfestigten Näpfen; Rechts: Metamodell der Abhängigkeit der maximalen Ziehringkraft von Ziehringöffnungswinkel und Reibung zwischen Ziehring und Pressteil

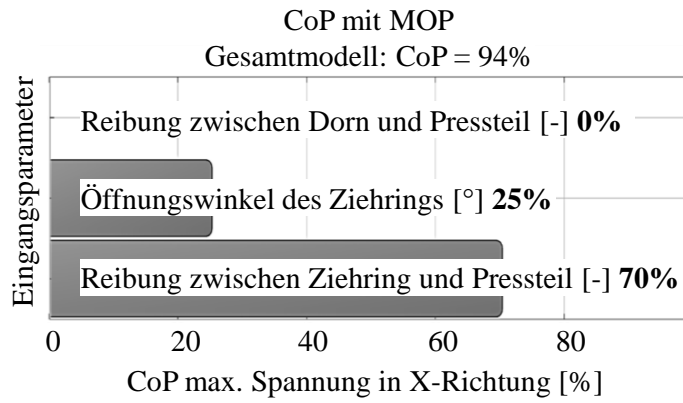


Abbildung 10.3: Relevante Einflussparameter auf die maximale Spannung in X-Richtung bei der Umformung von kaltverfestigten Näpfen

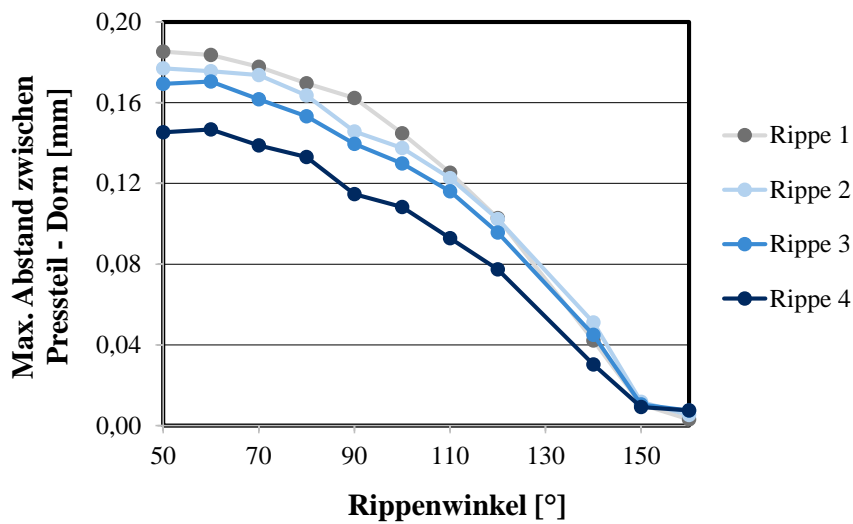


Abbildung 10.4: Abhängigkeit der Formfüllung der trapezförmigen Innengeometrie vom Rippenwinkel α [Mis18]

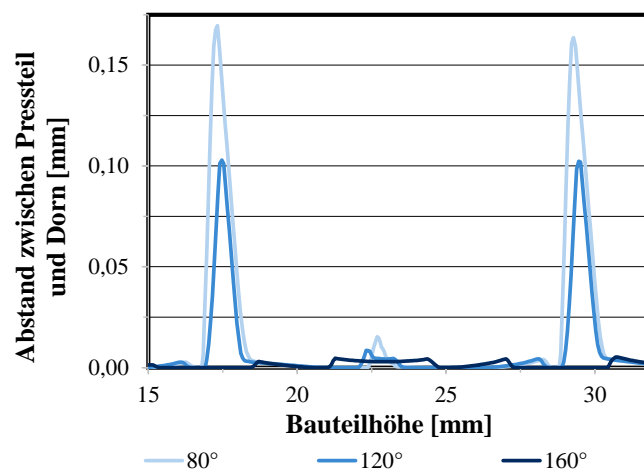


Abbildung 10.5: Abhängigkeit der Formfüllung der trapezförmigen Innengeometrie vom Rippenwinkel α entlang der Bauteilhöhe in Rippe 2 und 3 [Mis18]

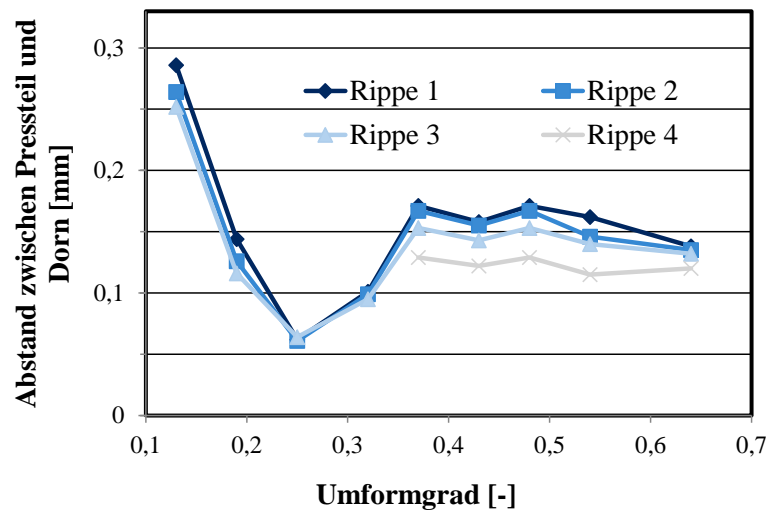


Abbildung 10.6: Abhängigkeit der Formfüllung der trapezförmigen Innengeometrie vom Umformgrad [Mis18]

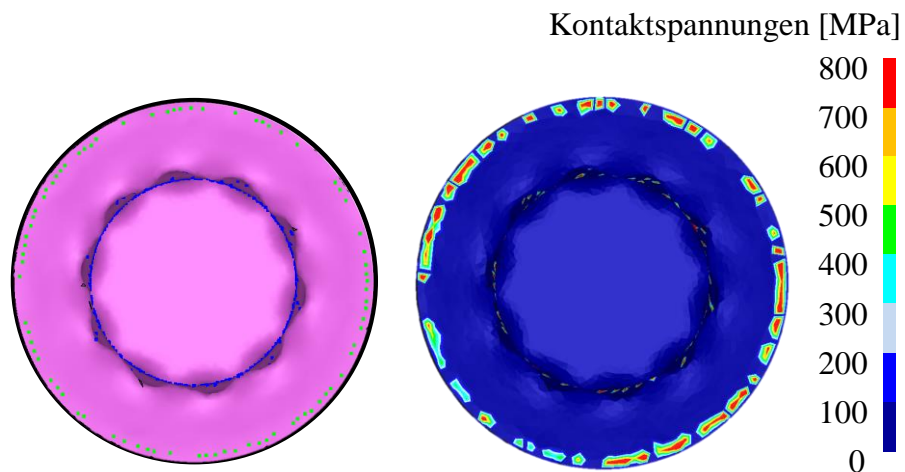
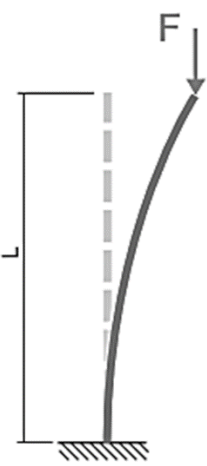
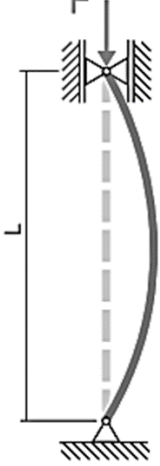
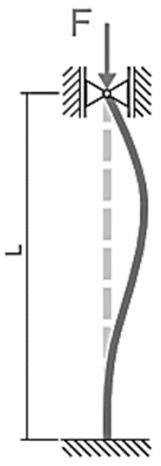



Abbildung 10.7: Numerisch ermittelte Kontaktspannungen zwischen Pressteil und Auswerferhülse beim Ausstoßen

10.3 Verwendete Versuchstechnik

Tabelle 10.1: Verschiedene Knickfälle [Mat02]

Fall 1	Fall 2	Fall 3	Fall 4
			
$F_{krit} = \frac{\pi^2}{4 \cdot L^2} \cdot E \cdot I$	$F_{krit} = \frac{\pi^2}{L^2} \cdot E \cdot I$	$F_{krit} = \frac{2 \cdot \pi^2}{L^2} \cdot E \cdot I$	$F_{krit} = \frac{4 \cdot \pi^2}{L^2} \cdot E \cdot I$

10.4 Experimentelle Untersuchungen

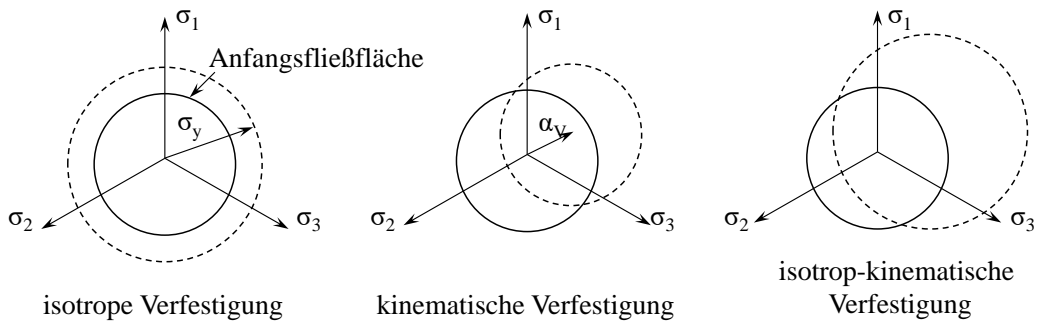


Abbildung 10.8: Darstellung des „Bauschinger-Effekts“

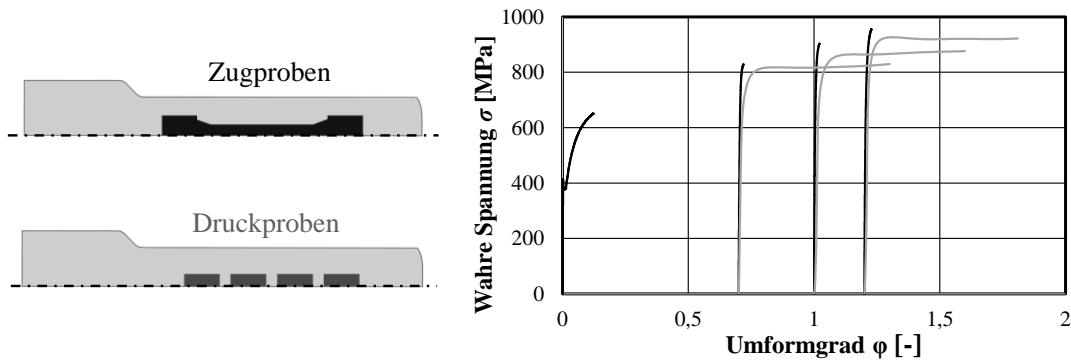


Abbildung 10.9: „Bauschinger-Effekt“ bei einem voll-vorwärts-fließgepressten Bolzen aus dem Werkstoff 16MnCr5 [IGF25]

10.5 Strukturmechanische Analyse des Kolbenbolzens

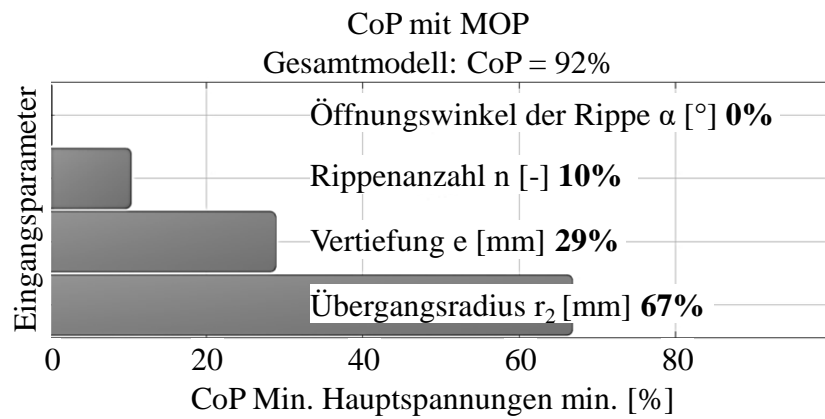


Abbildung 10.10: Relevante Einflussparameter auf die minimalen Hauptspannungen

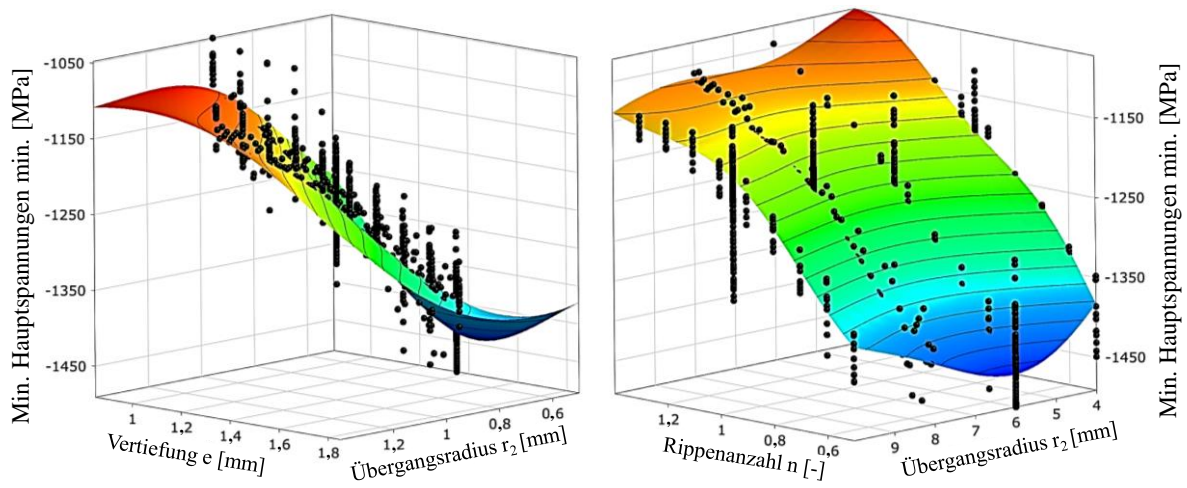


Abbildung 10.11: Metamodell der Abhängigkeit der minimalen Hauptspannungen; Links: von Vertiefung e und Übergangsradius r_2 ; Rechts: von Rippenanzahl n und Übergangsradius r_2

Tabelle 10.2: Kostenbewertungsrahmen – Kolbenbolzen [IGF25]; Links: Konventionelle Prozesskette; Rechts: Neu entwickelte Prozesskette

Konventionelle Prozesskette				Prozesskette zur Herstellung des neu entwickelten Kolbenbolzens			
ID Fertigungsschritt	Fertigungsschritt Bezeichnung	Hauptgruppe nach DIN 8580	Kurzbeschreibung Fertigungsschritt	ID Fertigungsschritt	Fertigungsschritt Bezeichnung	Hauptgruppe nach DIN 8580	Kurzbeschreibung Fertigungsschritt
1	Umformen	Umformung	Setzen	1	Umformen	Umformung	Zentrieren
2	Umformen	Umformung	Zentrieren	2	Umformen	Umformung	Napf-Rückwärts-Fließpresse
3	Umformen	Umformung	Napf-Rückwärts-Fließpressen	3	Umformen	Umformung	Abstreckgleitziehen
4	Umformen	Umformung	Lochen	4	Umformen	Umformung	Lochen
5	Umformen	Umformung	Glätten	5	Wärmebehandlung	Stoffeigenschaft ändern	Einsatzhärten
6	Wärmebehandlung	Stoffeigenschaft ändern	Glühen	6	Zerspanung	Trennen	Schleifen
7	Umformen	Umformung	Strecken	7	Wärmebehandlung	Stoffeigenschaft ändern	Nitrierhärten
8	Zerspanung	Trennen	Vorschleifen, Verbesserung der Form	8	Zerspanung	Trennen	Fertigschleifen
9	Zerspanung	Trennen	Endenbearbeitung, Planbearbeitung auf Länge	9	Beschichten	Beschichten	
10	Wärmebehandlung	Stoffeigenschaft ändern	Einsatzhärten	10	Zerspanung	Trennen	Superfinishen
11	Zerspanung	Trennen	Schleifen	11	Endbearbeitung	andere	Endprüfung
12	Wärmebehandlung	Stoffeigenschaft ändern	Nitrierhärten				
13	Zerspanung	Trennen	Vorschleifen				
14	Zerspanung	Trennen	Fertigschleifen				
15	Beschichten	Beschichten					
16	Zerspanung	Trennen	Superfinishen				
17	Endbearbeitung	andere	Endprüfung				

ID Fertigungsschritt	Materialbedarf / Einsatzgewicht Beginn Fertigungsschritt	Gewicht Ende Fertigungsschritt	Prozesszeit [quantitativ w enn möglich, sonst qualitativ]	Anteil Prozesszeit am Gesamtprozess	ID Fertigungsschritt	Materialbedarf / Einsatzgewicht Beginn Fertigungsschritt	Gewicht Ende Fertigungsschritt	Prozesszeit [quantitativ w enn möglich, sonst qualitativ]	Anteil Prozesszeit am Gesamtprozess
1	115 g	115 g	2 s	0,27%	1	115 g	115 g	2 s	0,40%
2	115 g	115 g	2 s	0,27%	2	115 g	115 g	2 s	0,40%
3	115 g	115 g	2 s	0,27%	3	115 g	115 g	2 s	0,40%
4	115 g	112 g	2 s	0,27%	4	115 g	104 g	2 s	0,40%
5	112 g	112 g	2 s	0,27%	5	104 g	104 g	60 s	12,30%
6	112 g	112 g	60 s	8,20%	6	104 g	103,7 g	60 s	12,30%
7	112 g	112 g	2 s	0,27%	7	103,7 g	103,7 g	60 s	12,30%
8	112 g	111,5 g	60 s	8,20%	8	103,7 g	103,5 g	60 s	12,30%
9	111,5 g	111 g	60 s	8,20%	9	103,5 g	103,5 g	60 s	12,30%
10	111 g	111 g	60 s	8,20%	10	103,5 g	103 g	60 s	12,30%
11	111 g	110,5 g	60 s	8,20%	11	103 g	103 g	120 s	24,60%
12	110,5 g	110,5 g	60 s	8,20%					
13	110,5 g	110 g	60 s	8,20%					
14	110 g	109 g	60 s	8,20%					
15	109 g	109 g	60 s	8,20%					
16	109 g	108 g	60 s	8,20%					
17	108 g	108 g	120 s	16,38%					

ID Fertigungsschritt	Anlagenbedarf [intensiv/ mittel/ niedrig]	Anlagenbezeichnung/ Art der Anlage	Werkzeugverschleiß / Wartungsbedarf [intensiv/ mittel / niedrig]	ID Fertigungsschritt	Anlagenbedarf [intensiv/ mittel/ niedrig]	Anlagenbezeichnung/ Art der Anlage	Werkzeugverschleiß / Wartungsbedarf [intensiv/ mittel / niedrig]
1	Niedrig	Mittel	Niedrig	1	Niedrig	Mittel	Niedrig
2	Niedrig	Mittel	Niedrig	2	Niedrig	Mittel	Niedrig
3	Niedrig	Mittel	Intensiv	3	Niedrig	Mittel	Niedrig
4	Niedrig	Mittel	Mittel	4	Niedrig	Mittel	Niedrig
5	Niedrig	Mittel	Mittel	5	Intensiv	Niedrig	
6	Intensiv	Niedrig	Mittel	6	Niedrig	Mittel	Niedrig
7	Niedrig	Mittel	Niedrig	7	Intensiv	Mittel	
8	Mittel	Niedrig	Mittel	8	Mittel	Niedrig	Mittel
9	Mittel	Niedrig	Mittel	9	Intensiv	Intensiv	
10	Intensiv	Niedrig	Mittel	10	Mittel	Mittel	Mittel
11	Mittel	Niedrig	Mittel	11	Mittel	Mittel	Niedrig
12	Intensiv	Mittel					
13	Mittel	Niedrig	Mittel				
14	Mittel	Niedrig	Mittel				
15	Intensiv	Intensiv					
16	Mittel	Mittel	Mittel				
17	Mittel	Mittel	Niedrig				

ID Fertigungs- schritt	Wärmebehandlung / Hitze [ja / nein]	Temperatur Werkzeug / Anlage	Energiebedarf [intensiv/ mittel/ niedrig]	ID Fertigungs- schritt	Gewicht Ende Fertigungsschritt	Prozesszeit [quantitativ w enn möglich, sonst qualitativ]	Anteil Prozesszeit am Gesamprozess	Anlagenbedarf [intensiv/ mittel/ niedrig]
1	Nein	Niedrig	Mittel	1	115 g	2 s	0,40%	Niedrig
2	Nein	Niedrig	Mittel	2	115 g	2 s	0,40%	Niedrig
3	Nein	Niedrig	Mittel	3	115 g	2 s	0,40%	Niedrig
4	Nein	Niedrig	Mittel	4	104 g	2 s	0,40%	Niedrig
5	Nein	Niedrig	Mittel	5	104 g	60 s	12,30%	Intensiv
6	Ja - Halbwarm	Hoch	Intensiv	6	103,7 g	60 s	12,30%	Niedrig
7	Nein	Mittel	Mittel	7	103,7 g	60 s	12,30%	Intensiv
8	Nein	Mittel	Mittel	8	103,5 g	60 s	12,30%	Mittel
9	Nein	Mittel	Mittel	9	103,5 g	60 s	12,30%	Intensiv
10	Ja - Halbwarm	Hoch	Intensiv	10	103 g	60 s	12,30%	Mittel
11	Nein	Mittel	Mittel	11	103 g	120 s	24,60%	Mittel
12	Ja - Halbwarm	Hoch	Intensiv					
13	Nein	Mittel	Mittel					
14	Nein	Mittel	Mittel					
15	Ja - Halbwarm	Hoch	Intensiv					
16	Nein	Mittel	Mittel					
17	Nein	Niedrig	Niedrig					

11 Literaturverzeichnis

- [Are09] Arentoft, N., Bay, N., Tang, P., Jensen, J.D.: A new lubricant carrier for metal forming, Bd. 58. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology 58, 2009, S. 243–246
- [Bäc08] Bächler, W.: Polymer-Schmierstoffe in der Kaltmassivumformung. In: VDI Wissensforum (Hrsg.): 23. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer: Ressourcen effizient nutzen, 2008
- [Bar04] Bartz, W. J., Barnert, L.: Tribologie und Schmierung bei der Massivumformung. Renningen: Expert-Verlag, ISBN 3-8169-2161-2, 2004
- [Bau49] Baunder, U.: Ableitung von Verformungsbestwerten für das Tiefziehen von Hohlkörpern aus dicken Stahlblechen. Dissertation, TH Stuttgart 1949
- [Bau81] Bauschinger, J.: Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und des Elastizitätsmoduls verschiedener Metalle. Civilingenieur 27, 1881, S. 289–348
- [Bay10a] Bay, N., Azushima, A., Groche, P., Ishibashi, I., Merklein, M., Morishita, M., Nakamura, T., Schmid, S., Yoshida, M.: Environmentally benign tribosystems for metal forming. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 59, 2010, S. 760–780
- [Bay10b] Bay, N., Nakamura, T., Schmid, S.: Green Lubricants for Metal Forming. Tribology of Manufacturing Processes, Volume 1. Proceedings of the 4th International Conference on Tribology in manufacturing Processes (ICTMP), 2010
- [Bay13] Bay, N.: New tribosystems for cold forming of steel, stainless steel and aluminium alloys. Proceedings of the 46th International Cold Forging Group (ICFG) Plenary Meeting, 2013
- [Bay87] Bay, N.: Friction stress and normal stress in bulk metal forming processes, J. Mech. Work. Technol. 14, 1987, S. 203-223
- [Ber13] Bertsche, B.: Konstruktionslehre II. Umdruck zur Vorlesung, Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 2013
- [Ber77] Berns, H.: Verzug von Stählen infolge Wärmebehandlung; Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 8, 1977; S. 149 – 157
- [Bla12] Blaich, Ch.: Robuster Tiefziehprozess durch Erfassung und Optimierung der örtlichen Bauteilqualität, Dissertation, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, ISBN: 978-3-88355-393-1, 2012
- [Bus69] Busch, R. K.: Untersuchungen über das Abstreckziehen von zylindrischen Hohlkörpern bei Raumtemperatur. Dissertation, TH Stuttgart 1969
- [Bög07] Böge, A.: Vieweg Handbuch Maschinenbau. Vieweg+Teubner Verlag, eBook ISBN: 978-3-8348-9092-4, 2007
- [Brü93] Brückner, L.: Eigenspannungen und Spannungsrisskorrosion tiefgezogener Werkstücke aus CuZn-Legierungen
- [Cai07] Caillet, N.: Prise en Compte des Spécificités des Pièces Forges en Fatigue Illimitée, Dr. de l'Ecole des Mines de Paris Dissertation, L'Ecole des Mines de Paris, Spécialité "Mécanique numérique", 2007
- [Cam06] Caminaga, C., Dasilvaissii, R., Button, S.: Alternative lubrication and lubricants for the cold extrusion of steel parts. In: Journal of Materials Processing Technology 179, 2006, 1-3, S. 87–91
- [Con06] Conrad, K.-J.: Taschenbuch der Werkzeugmaschinen, Carl Hanser Verlag, München 2006
- [Col94] Collins, S.: Forging Effects on MnS Inclusions as Fatigue Initiation Sites in AISI 4140 Steel, Dr. Ph. Dissertation, Department of Materials Science and Engineering, Case Western Reserve University, USA, 1994

- [Cer12] Ceron, E., Bay, N., Aida, T., Dohda, K., Nicolaisen, T.E.: Simulative Testing of Friction and Lubrication in Cold Forging of Steel and Aluminum. In: Proceedings of NAMRI/SME 40, 2012
- [Czi10] Czichos, H., Habig, K.-H.: Tribologie-Handbuch: Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik; mit 123 Tabellen. 3., überarbeitete und erweiterte Auflage, Wiesbaden: Vieweg + Teubner, ISBN 978-3-8348-0017-6, 2010
- [Czi15] Czichos, H., Habig, K.-H.: Tribologie-Handbuch, 4. vollständige überarbeitete und erweiterte Auflage, Wiesbaden: Springer, ISBN 978-3-8348-1810-2, 2015
- [Dah13] Dahme, M., Raedt, H.-W., Wilke, F., Wieland, H.-J., Tutmann, T. L., Bachmann Osenberg, D.: „Massiver Leichtbau“ – Eine Strategie für Leichtbaulösungen durch Massivumformung, Schmiede-Journal, 2013, S. 14-17
- [Den11] Denkena B., Tönshoff H.-K.: Spanen, Grundlagen. 3 bearbeitete und erweiterte Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-642-19771-0, 2011
- [DEW17] DEW Datenblatt, Cr-Mn-legierter Einsatzstahl 1.7131/1.7139 16MnCr5/16MnCrS5, Deutsche Edelstahlwerke, http://www.dew-stahl.com/fileadmin/files/dew-stahl.com/documents/Publikationen/Werkstoffdatenblaetter/Baustahl/1.7131_1.7139_de.pdf, heruntergeladen am 12.10.17, 15:41 Uhr
- [Deg15] Degner, W., Lutze, H., Smejkal E.: Spanende Formung, Theorie – Berechnung – Richtwerte, 17., aktualisierte Auflage, München 2015
- [DIN03a] DIN 8584: Fertigungsverfahren Zugdruckumformen. Teil 2: Durchziehen Einordnung, Unterteilung, Begriffe Beuth Verlag Berlin, 2003
- [DIN03b] DIN 8580: Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung, Beuth Verlag, Berlin, 2003-09
- [DIN07a] DIN 8583-2: Fertigungsverfahren Druckumformen – Teil 2: Walzen Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2007
- [DIN07b] DIN 8583-6: Fertigungsverfahren Druckumformen. Teil 6: Durchdrücken; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2007
- [DIN08] DIN 10084: Einsatzstähle – Technische Lieferbedingungen; Beuth Verlag Berlin, 2008
- [DIN15] Metallische Werkstoffe - Instrumentierte Eindringprüfung zur Bestimmung der Härte und anderer Werkstoffparameter - Teil 1: Prüfverfahren (ISO 14577-1:2015); Deutsche Fassung EN ISO 14577-1:2015
- [DIN69] DIN 17210: Einsatzstähle; Gütevorschriften, Beuth Verlag, Berlin, 1969-12
- [DIN99] DIN 13: Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung. Beuth Verlag GmbH, Berlin 1999
- [Doe07] Doege, E., Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik. Grundlagen, Technologien, Maschinen. 2., bearbeitete Auflage. Springer-Verlag, 2007
- [Doe10] Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen, Berlin, Heidelberg: Springer, ISBN 978-3-642-04249-2, 2010
- [DYN16] DYNARDO GmbH: Methods for multi-disciplinary optimization and robustness analysis, 2016
- [Fan10] Fang, F., Jiang, J., Tan, S., Ma, A., Jiang, J.: Characteristics of a fast low-temperature zinc phosphating coating accelerated by an ECO-friendly hydroxylamine sulfate. Surface and Coatings Technology, 204, 2010, S. 2381–2385
- [Gei88] Geiger, R., Lange, K., Osen, W.: Fließpressen. In: Lange, K. (Hrsg.): Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Band 2: Massivumformung. Berlin: Springer-Verlag, ISBN 3-540-17709-4, 1982
- [Gel67] Geleji, A.: Bildsame Formgebung der Metalle, Berlin (Akademie) 1967

- [Gft02] GfT – Gesellschaft für Tribologie, Tribologie – Verschleiß, Reibung, Definition, Begriffe, Prüfung, 2002
- [Gro15] Groche, P., Kramer Ph., Zang S., Rezanov V.: Prediction of the Evolution of the Surface Roughness in Dependence of the Lubrication System for Cold Forming Processes. Tribol Lett 59:9, DOI 10.1007/s11249-015-0535-0, 2015
- [Gro15a] Groche, P., Zang, S., Hayakawa, K.: State of the art in phosphate-free lubrication in cold forging. Proceedings of the 48th International Cold Forging Group (ICFG) Plenary Meeting. KIMM Press, 2015
- [Gro15b] Groche, P., Zang, S., Kramer, Ph. at al.: Influence of a heat treatment prior to cold forging operations on the performance of lubricants. In: Tribology International 92, S. 67–71, 2015
- [Gru12] Grupp, Ph., Köth, C.-P.: Rundkneten und Axialformen: Bearbeitungsverfahren mit Leichtbau-Potential. In: Automobil Industrie, Vogel Business Media GmbH & Co.KG, 2012
- [Gru15] Grupp, Ph.: Funktionsintegration durch inkrementelle Kaltumformung am Beispiel von Hohlwellen für die Automobilindustrie. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Fellbach, 2015, S. 79-91
- [Hag14] Hagenmüller, W.-A.: Konsequenter Leichtbau am Beispiel einer Rotorwelle für Hybridantriebe. Effizienter Prozessketten für Leichtbau und CO₂-Reduktion. Werkstoff-Forum, Hannover, 2014
- [Ham92] Hamann, F.-R.: Abstreckgleitziehen niederhalterlos tiefgezogener Näpfe. Dissertation, Darmstadt 1992
- [Har14] Harzheim, L.: Strukturoptimierung. Grundlagen und Anwendungen. 2., überarbeitete und erweiterte Auflage. Haan-Gruiten: Verlag Europa- Lehrmittel - Nourney Vollmer GmbH & Co. KG (Edition Harri Deutsch), ISBN: 9783808556597, 2014
- [Has75] Hasegawa, T., Yakou, T., Karashima, S.: Deformation behaviour and dislocation structures upon stress reversal in polycrystalline aluminium. Materials Science and Engineering 20, 1975, S. 267–276
- [Her08] Herlan, Th.: Energie und Umweltaspekte bei der Oberflächenbehandlung zum Kaltmassivumformen. In: VDI Wissensforum (Hrsg.): 23. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer: Ressourcen effizient nutzen, 2008
- [Her88] Herlan, Th.: Energieeinsatz bei der Massivumformung. wt-Z ind. Fertig. 78, 1988, S. 149-153
- [Her89] Herlan, Th.: Optimierter Energieeinsatz bei der Fertigung durch Massivumformung. Dissertation, Universität Stuttgart, Springer-Verlag, 1989
- [Hei14] Heisel, U., Klocke, F., Uhlmann, E., Spur, G.: Handbuch Spanen. 2. Auflage, Carl Hanser Verlag, München 2014
- [Hof12] Hoffmann, H., Neugebauer, R., Spur, G.: Handbuch Umformen, Edition: Handbuch der Fertigungstechnik. Carl Hanser Verlag, München 2012
- [Hof12] Hoffmann, H., Neugebauer, R., Spur, G.: Handbuch Umformen, München: Hanser, ISBN 978-3-446-42778-5, 2012
- [Hol14] Holz, J.: Cold forming without conversion coating – Recent advances and future prospects. Proceedings of the 47th International Cold Forging Group (ICFG) Plenary Meeting, 2014
- [IGF25] Projekt „Massiver Leichtbau“ Abschlussbericht IGF-Vorhaben 18225N
- [IGF29] Projekt „Massiver Leichtbau“ Abschlussbericht IGF-Vorhaben 18229N
- [IMU08] Merkblatt, Richtlinie zur Aufnahme von Fließkurven, Stand 09 / 2008, Industrieverband Massivumformung, Goldene Pforte 1, 58093 Hagen

- [Inf04] Infostelle Industrieverband Massivumformung: Leichtbau durch Massivumformung, ISBN 3-928726-20-X, 2004
- [Inv12] Kaltmassivumformung: Präzision in Serie. Hagen 2012 Industrieverband Massivumformung e. V.
- [Inv16] Kaltmassivumformung: Präzision in Serie. Hagen 2016 Industrieverband Massivumformung e. V.
- [Ker80] Kerspe, J.-H.: Abstreckgleitziehen von nichtrostenden austenitischen Stählen. Dissertation, Technische Universität Stuttgart, 1980
- [Kle09] Kleiner, M., Geiger, M., Klaus, A.: Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology 52 (2), DOI: 10.1016/S0007-8506(07)60202-9, 2003, S. 521–542
- [Klo13] Klocke, F.: Manufacturing Processes, Berlin, Heidelberg: Springer, SBN 978-3-642-36772-4, 2013
- [Kob64] Kobayashi, S., Thomsen, E.G.: Methods of solution of metal forming problem. Proc. 9th, Sagamore Army Metals, Conf. Syracuse 1964, S. 43-49
- [Kör28] Körber, F., Siebel, E.: Über die Beanspruchungsverhältnisse beim Schmieden und Walzen, Mitt. Kais.-Wilh.-Institut für Eisenforschung, Band 10, 1928
- [Kör40] Körber, F., Eichinger, A.: Die Grundlagen der bildsamen Verformung. Mitt. Kais.-Wilh.-Institut für Eisenforschung, Band 22, 1940, S. 57-80
- [Kös99a] Köstermeier, K.-H.: Verfahren zum Drückwalzen und Drückwalzvorrichtung. Europäische Patentschrift. Anmeldungsnummer 99101494.5, 1999
- [Kös99b] Köstermeier, K.-H.: Verfahren zum Umformen eines Werkstücks durch Drückwalzen. Europäische Patentanmeldung. Anmeldungsnummer 99112960.2, 1999
- [Kop68] Kopp, R.: Untersuchungen über das Temperaturfeld beim Ziehen von Rundstäben, Diss. TH Clausthal 1968
- [Kuh59] Kuhn, W.: Untersuchungen über das Streckziehen von Stahlhülsen mit mehreren Ziehringen. Dissertation, ETH Zürich 1959
- [Kus67] Kusnecov, V.P.: Über das Abstrecken von Teilen aus dicken Blechen durch zwei Abstreckringe. Кузнечно-штамповочное производство, Выпуск 3, 1967
- [Lan08] Lange, K.: Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Band 2: Massivumformung 2, völlig neubearbeitete und erweiterte Auflage, Springer Verlag, ISBN 3-540-17709-4, 1988
- [Lan08] Lange, K., Kammerer, M., Pöhlandt, K., Schöck, J.: Fließpressen – Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-540-30909-3, 2008
- [Lan81] Lange, K., Kling, E.: Stand der Entwicklung der Kaltmassivumformung. Draht 32, 1981, S. 25-30 u. S. 76-79
- [Lan88] Lange, K.: Offenlegungsschrift DE 3718884 A1; Verfahren und Werkzeuge zum Kalt-, Halbwarm- und Warmquerfließpressen von Werkstücken mit genauen Verzahnungen aus Metall, vorzugsweise Stahl; Forschungsgesellschaft Umformtechnik mbH; Offenlegungstag: 28.12.1988.
- [Lan90] Lange, K.: Fließpressen – Eine zunehmend leistungsfähige Fertigungstechnologie. Draht 41, 1990, S. 317-320
- [Li95] Li, J.: Untersuchung der Wirkflächenreibung für die Finite-Elemente- Simulation der Massivumformung, Dissertation, RWTH Aachen, 1995
- [Lie10] Liewald, M., Mletzko, C., Schiemann, T.: Lauwarmumformung von Stahl. Fachbeiträge Schmiede-Journal, September 2010

- [Lie14] Liewald, M., Schiemann, T., Mletzko, C.: Automatically Controlled (Cold-) Forging Processes, *Procedia CIRP*, Vol. 18, DOI: 10.1016/j.procir.2014.06.104, 2014, S. 39-44
- [Lin02] Lin, X., Zhai, F., Feng, J., Zhang, Z.: Research on the Flow Stress Characteristics of AISI 1006 and AISI 5140 in the Temperature Range of Warm Forging by Means of Thermo-Mechanical Experiments. In: *Journal of Materials Processing Technology* 120, 2002 1-3, S. 38-44
- [Lin66] Lindner, H.: Massivumformen von Stahl zwischen 600 °C und 900 °C "Halbwarm-schmieden": In: VDI (Hrsg.): VDI-Bericht 2, Nummer 7. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1966
- [Mah09] MAHLE GmbH: Zylinderkomponenten Eigenschaften, Anwendungen, Werkstoffe. In: Vieweg+Teubner, Fachverlagsgruppe Springer Science+Business Media, Stuttgart, 2009
- [Mat02] Mathiak, F.U.: Technische Mechanik II Festigkeitslehre. Copyright Neubrandenburg, 2002
- [May61] May, O.: Die Traktrixkurve, Ziehringe mit schraubenförmiger Schulter und das Abstrecken durch mehrere Ziehringe. *Werkstatttechnik* Nr. 9, 1961, S. 476-479
- [May83] Mayrhofer, K.: Kaltfließpressen von Stahl und Nichteisenmetallen; Berlin: Springer-Verlag, ISBN 3-540-12552-3, 1983
- [Mck00] Mckay, M. D., Beckman, R. J., Conover, W. J.: A Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output From a Computer Code. In: *Technometrics* 42 (1), DOI: 10.1080/00401706.2000.10485979, 2000, S. 55–61
- [Mey25] Meyer, H., Nehl, F.: Die grundlegenden Vorgänge der bildsamen Verformung. *Stahl und Eisen* 45, 1925
- [Mis16] Missal, N., Liewald, M., Felde, A. et al.: Piston pin optimisation with respect to light-weight design in: *International Cold Forging Group, 49th Plenary Meeting, Stuttgart 2016*, S. 157-161
- [Mis18] Missal, N., Liewald, M., Felde, A. and Schwertel S.: Production of piston pin having a new helical inner profile by cold metal forming. *WGP-Jahreskongress, Aachen November 2018*
- [Mle13] Mletzko, C.: Improvement of material flow prediction of combined cold forging processes by parameter calibration. *10th Weimar Optimization and Stochastic Days 2013, Weimar, Germany, 2013*
- [Mor75] Morrison, W.B.: Influence of testing direction on the mechanical properties of wrought steel, *Metals Technology*, Jan. 1975, S. 33-41
- [Mos08] Most, T., Will, J.: Metamodel of Optimal Prognosis – An automatic approach for variable reduction and optimal metamodel selection, *Weimarer Optimization and Stochastic Days 2008, Weimar, 2008*
- [Mos11] Most, T., Will, J.: Sensitivity analysis using the Metamodel of Optimal Prognosis, *Weimarer Optimization and Stochastic Days 2011, Weimar, 2011*
- [Mül05] Müller, F.: Fertigung von hohlen Getriebewellen durch Rundkneten. *12. Sächsische Fachtagung Umformtechnik, Dresden, 2005*
- [MWW18] <https://www.maschinewerkzeug.de/werkzeuge/uebersicht/artikel/waelzfraeser-fuerinnen-und-aussen-1128180.html>, abgerufen am 16 Januar 2018, 17:13 Uhr
- [Mye95] Myers, R. H., Montgomery, D. C.: Response surface methodology. Process and product optimization using designed experiments. <http://www.loc.gov/catdir/enhancements/fy0608/94045548-d.html>, ISBN: 0471581003, New York: Wiley, 1995

- [Nit08] Nittel, K.: Neue Beschichtungen und Trends beim Kaltfließpressen und Kaltstauchen. In: VDI Wissensforum (Hrsg.): 23. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer: Ressourcen effizient nutzen, 2008, S. 1–23
- [Nit10] Nittel, K., Bucci, E., Hellwig, R., Schoppe, J., Ostrowski, J., Zwez, P., Zwez, R., Stahlmann, J., Groche, P.: Surface Treatment – Facts, Trends and Outlook for the Cold Forging Industry. Proceedings of the 43rd International Cold Forging Group (ICFG) Plenary Meeting, 2010, S. 142–152
- [Nit11] Nittel, K., Stahlmann, J., Groche, P.: Kaltstauchdraht und Kaltmassivumformung. In: VDI Wissensforum (Hrsg.): 25. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer, 2011
- [Par94] Park, J.-S.: Optimal Latin-hypercube designs for computer experiments. In: Journal of Statistical Planning and Inference 39 (1), DOI: 10.1016/0378-3758(94)90115-5, 1997, S. 95–111
- [Pat74a] Französische Patentschrift FR 74 42576: Dispositif pour le matricage de roues dentees a denture helicoidale ou courbe, en particulier deroues dentees coniques; Bayerisches Leichtmetallwerk Graf Blücher von Wahlstatt KG; Veröffentlichungstag 23.12.1974
- [Pat74b] Patentschrift Großbritannien GB 74 42576: Improvements in methods of manufacturing helical gear blanks by cold extrusion processes; Regie Nationale Des Usines Renault and Automobiles Peugeot; Veröffentlichungstag 13.11.1974
- [Pat82] Europäische Patentschrift 00500576A1: Outillage pour la fabrication de pieces fritees a surfaces hellcoidalles; Alliages Frites.; Veröffentlichungsdatum: 28.04.1982
- [Per11] Perdahcioglu, E. S., Geijselaers, H. J. M.: Constitutive modeling of two phase materials using the mean field method for homogenization. International Journal of Material Forming, 4 (2), DOI:10.1007/s12289-010-1007-6, 2011, S. 93–102
- [Pöh79] Pöhlandt, K.: Beitrag zur Aufnahme von Fließkurven bei hohen Umformgraden, Seminar „Neuere Entwicklungen in der Massivumformung“, Forschungsgesellschaft Umformtechnik mbH, Stuttgart, 1979
- [Pöh84] Pöhlandt, K.: Vergleichende Betrachtung der Verfahren zur Prüfung der plastischen Eigenschaften metallischer Werkstoffe, Habilitationsschrift, Berichte aus dem Institut für Umformtechnik, Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, ISBN 3-540-13578-2, 1984
- [Pöh86] Pöhlandt, K.: Werkstoffprüfung für die Umformtechnik Grundlagen, Prüfmethode, Anwendungen, Werkstoff-Forschung und –Technik, Band 4, B. Ilschner (Hrsg.), Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1986
- [Pös10] Pösse, O.: Numerische und experimentelle Untersuchungen zum Abstreckgleitziehen und Stauchbördeln, ISBN 978-3-941416-77-2, Garbsen 2010
- [Pom08] Pommer, A., Chwalka, R.: Konstruktion von Drückwalzwerkzeugen für Innenverzahnungen, Bericht zur messtechnischen Untersuchungen, Fa. FRENKO GmbH, 2000
- [Qui09] Quintenz, G., Raedt, H.-W.: FEM-optimierte Leichtbau-Hohlwellen für das Getriebe. Automobiltechnische Zeitschrift / ATZ Produktion, Vol. 111, H. 12, 2009, S. 922-925
- [Rae02] Raedt, W.-J.: Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumformung des Einsatzstahl 16MnCr5. Dissertation 2002
- [Rae04] Raedt, H. W.: Leichtbau durch Massivumformung. In: Info-Reihe Massivumformung, Extraausgabe, Infostelle Industrieverband Massivumformung e. V., ISBN: 3-928726-20-X, Hagen 2004
- [Rae15] Raedt, H.-W., Wilke, F., Ernst, C.-S.: Lightweight Forging – Contribution of the industry to the automotive megatrend. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Fellbach 2015
- [Rau05] Rausch W.: Die Phosphatierung von Metallen. 3. überarbeitete Auflage, Leuze Verlag (Bad Saulgau), ISBN: 3-87480-197-7, 2005

- [Sad90] Sadeghi, M. H., Dean, T.A.: Analysis of ejection in precision forging. *Int. J. Mach. Tools Manufact.* Vol. 30 No.4, 1990, S. 509-519
- [Sad92] Sadeghi, M. H., Dean, T.A.: The ejection of precision-forged straight and helical spur-gear forms, *Journal of Materials Processing Technology* 31, 1992, S. 147-160
- [Säu99] Säuberlich, Th., Köstermeier, K.-H.: Drückwalzen – ein innovatives Fertigungsverfahren für Getriebeteile und Räder. In: Siegert, K. (Hrsg): *Neue Entwicklungen in der Massivumformung*, MAT INFO Werkstoff-Informationsgesellschaft mbH, Frankfurt / M. 1999, S. 273-303
- [Sch02] Schwager, A., Bleyl, F., Kammerer, M., Siegert, K.: Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines Werkstückes mit Innenverzahnung, insbesondere eines Hohlrades. Offenlegungsschrift DE 10054399 A1, 2002
- [Sch03] Schwager, A., Kammerer, M., Siegert, K., Felde, A., Körner, E., Szentmihályi, V.: „Kaltumformen schräg innenverzahnter Hohlräder“. *Neuere Entwicklungen in der Massivumformung*, Fellbach, 2003, S. 517-531
- [Sch10] Schulz, J., Klocke, F., Mattfeld, P.: Physikalische und chemische Wechselwirkungen von Schmierstoffen mit Metalloberflächen in der Kaltmassivumformung. *Tribologie + Schmierungstechnik*, 58. Jahrgang, 2011
- [Sch12] Schuster, A.: Charakterisierung des Faserverlaufs in umgeformten Stählen und dessen Auswirkungen auf mechanische Eigenschaften. Dissertation, TU Dortmund, 2012
- [Sch13a] Schulze, V., Zanger, F., Bertsch D.: *Wälzschälern in der Weichbearbeitung*. Wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruher Institut für Technologie (KIT) 2013
- [Sch13b] Schumacher, A.: *Optimierung mechanischer Strukturen. Grundlagen und industrielle Anwendungen*. Berlin, Heidelberg: Springer. Online verfügbar unter eBook ISBN: 978-3-540-26773-7
- [Sch16] Schiemann, Th.: *Mechanismen der Faltenbildung beim Bundanstauchen an hohlen Fließpressteilen*. Dissertation, Stuttgart, 2016
- [Sch81] Schmid, W.: *Stabilitätsuntersuchung des Abstreckgleitziehens*. Dissertation, Institut für Umformtechnik der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich 1981
- [Sch93] Schmieder, F.: *Beitrag zur Fertigung von schrägverzahnten Stirnrädern durch Querfließpressen*, IFU Dissertation, 1993
- [Sch97] Schmieder, F., Kettner, P.: *Fertigung von Getriebe- Hohlwellen durch Massivumformung*. *Konstruktion* 48, 1996, S. 15- 19
- [Sch98] *Handbuch der Umformtechnik*: Schuler, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1998
- [Sev14] Severin, F.: *Massiver Leichtbau Potenziale massivumgeformter Komponenten*, Industrieverband Massivumformung e. V., Hagen 2014
- [Sie02] Siegert, K., Schwager, A., Kammerer, M.: *Hydraulisch-mechanische Schließvorrichtung, vorzugsweise zum Querfließpressen*. DE10123745A1, 2002
- [Sie10] Siebertz, K., van Bebber, D., Hochkirchen, T.: *Statistische Versuchsplanung. Design of Experiments (DoE)*. Heidelberg: Springer (VDI-Buch). Online verfügbar unter <http://site.ebrary.com/lib/alltitles/docDetail.action?docID=10391819>, 2010, ISBN: 978-3-642-05492-1
- [Sie32] Siebel, E.: *Formgebung im Bildsamen Zustande*, Düsseldorf (Steileisen), 1932
- [Sie50] Siebel, E.: *Grundlagen und Begriffe der bildsamen Formgebung*. *Werkstatttechnik und Maschinenbau* 1950
- [Shi70] Shirakashi, T., Usui, E.: *Bul. Jap. Soc. Preci. Eng.* 1-4, 91, Japan 1970
- [Sim01] Simpson, T. W., Peplinski, J. D., Koch, P. N., Allen, J. K.: *Metamodels for Computer-based Engineering Design: Survey and recommendations*. In: *Engineering with Computers*, Bd. 17, S. 129–150

- [Som14] Sommer, K., Heinz, R., Schöfer, J.: Verschleiß metallischer Werkstoffe, 2. Korrigierte und ergänzte Auflage, Wiesbaden: Springer, ISBN 978-3-8348-2463-9, 2014
- [Sta11] Stahlmann, J.: Untersuchungen und Methoden zur Beschreibung und Nutzung tribologischer Systeme mit strukturierten Halbzeugoberflächen in der Kaltmassivumformung. Aachen: Shaker Verl, ISBN 978-3-8440-0541-7, 2011
- [Sto68] Storoschew, M.W., Popow, E. A.: Grundlagen der Umformtechnik. Verlag Technik, Berlin 1968
- [Swi52] Swift, H. W.: Plastic instability under plane stress, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 1, 1952, S. 1-18
- [Tam15] Tamilselvi, M., Kamaraj, P., Arthanareeswari, M., Devikala, S., Selvi, J.A.: Progress in zinc phosphate conversion coatings: A review. IRD India, 3, 2015, S. 25–41
- [Tek88] Tekkaya, A. E., Gerhardt, J.: Eigenspannungen in vollvorwärtsfließgepreßten Werkstücken - Teil II, Draht 39, 1988, S. 572-574
- [Tho65] Thomsen, E. G., Yang Ch. T., Kobayashi S.: Mechanics of plastic deformation in metal processing. New York (The Macmillan Company), 1965
- [Tsc14] Tschätsch, H.: Praxis der Zerspantechnik. Verfahren, Werkzeuge, Berechnung. 11. Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden 2014, S. 204
- [VDI98] VDI 3138-1: Kaltmassivumformen von Stählen und NE-Metallen: Grundlagen für das Kaltfließpressen. Berlin: Beuth Verlag, 1998
- [Völ13] Völkl, R., et al.: Beanspruchungsangepasste Bauteileigenschaften durch effiziente, optimierte Kaltumformprozesse. In Proc. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, 2013, S. 165-179
- [Wan07] Wang, G. Gary, Shan, S.: Review of Metamodeling Techniques in Support of Engineering Design Optimization. In: Journal of Mechanical Design (129), DOI: 10.1115/1.2429697, 2007, S. 370
- [Wan74] Wanheim, T., Bay, N., Petersen, A.S.: A theoretically determined model for friction in metalworking processes, Wear 28, 1974, S. 251-258
- [Wan78] Wanheim, T., Bay, N.: A model for prediction in metal forming processes, Ann. CIRP 27, 1978, S. 189-194
- [Wei11] Weidel, S., Raedt, H.-W., Linder, G.: Intelligent lightweight design by forged transmission components, VDI-Berichte 2130, International VDI-Congress Transmissions in Vehicles, VDI Verlag, Düsseldorf 2011, S. 311-322
- [Wei13] Weidel, S., Raedt, H.-W.: Beitrag der Massivumformung zu den Leichtbaubestrebungen in der Automobilindustrie. In Proc. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, 2013, S. 283-290
- [Wei54] Weiß, H.: Untersuchungen über das Abstrecken. Dissertation, TH Stuttgart 1954
- [Wid10] Widdermann, S.: Downsizing mit Formteilen der Massivumformung. ATZ Produktion, 3. Jg., Nr. 2, 2010, S. 34-39
- [Wil06a] Will, J., Menke, T., Stühmeyer, A.: Rechnerische Robustheitsbewertungen von Umformprozessen. In: Internationale Konferenz "Blechumformung", Weimar 2006
- [Wil06b] Will, J., Bucher Ch.: Statistische Maße für rechnerische Robustheitsbewertungen CAE gestützter Berechnungsmodelle. In: Weimarer Optimierungs- und Stochastiktag, 2006
- [Win18] <https://www.winkelmann-flowforming.de/>
- [Wis58] Wistreich, I.G.: The Fundamentals of wire drawing, Metallurg. Rev. 3, 1958
- [Wit11] Wittel, H., Muhs, D., Jannasch, D., Voßiek, J.: Roloff/Matek Maschinen-elemente – Normung, Berechnung, Gestaltung. 20. Aufl., Vieweg+Teubner Verlag, ISBN: 978-3-8348-1454-8, Wiesbaden 2011

- [Yin14] Yin, Q.: Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch. Dissertation Dortmund, 2014
- [Zen46] Zener, C., Hollomon, J. H.: Problems in non-elastic deformation of metals, Journal of applied Physics, Vol. 17, 1946, S. 69-90
- [Zuc97] Zucko, M., Pöhlandt, K., Pyzalla, A., Reimers, W., Kockelmann, H.: Berechnung der Umformeigenspannungen beim Fließpressen und Vergleich mit experimentellen Ergebnissen. In Mat.-Wiss. U. Werkstofftechnik 28, 1997, S. 417-423

Curriculum Vitae

PERSÖNLICHE DATEN

Name	Nadezda Missal geb. Labanova
Geburtsdatum	28.01.1989
Geburtsort	Taschkent, ehemalige Sowjetunion
Familienstand	verheiratet

UNIVERSITÄRE AUSBILDUNG

09/2006 bis 06/2012	Staatliche Technische Universität Moskau „N. E. Bauman“ Institut für Umformtechnik Studium des Maschinenbauingenieurstudiengangs “Umformverfahren und Umformmaschinen“ Vertiefung: Massivumformung, Schmieden und Konstruktion von Umformmaschinen Abschluss: Diplom-Ingenieur
----------------------------	--

BERUFLICHER UND WISSENSCHAFTLICHER WERDEGANG

seit 09/2018	Entwicklungsingenieurin Verfahrensentwicklung Umformtechnik bei der Felss Systems GmbH in Königsbach-Stein
01/2017 bis 08/2018	Projektingenieurin in der Massivumformung bei der Forschungsgesellschaft Umformtechnik mbH (FGU)
11/2012 bis 12/2017	Wissenschaftliche Angestellte an der Universität Stuttgart Institut für Umformtechnik (IFU)

LAUFENDE PATENTANMELDUNGEN

07/2018	Verfahren zur Herstellung einer Verzahnung an einem Bauteil und Einrichtung zur Durchführung des Verfahrens
10/2017	Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines Endprodukts aus einem Zwischenprodukt mittels Umformung Patents Nr. 10 2018 110 119