

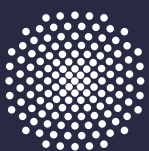
BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK



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

Christian Obermaier

82 Untersuchungen zum Werkstofffluss der Aluminiumlegierung EN AW 1050A beim kombinierten Fließpressen



Universität Stuttgart

Untersuchungen zum Werkstofffluss der Aluminiumlegierung EN AW 1050A beim kombinierten Fließpressen

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

vorgelegt von
Christian Obermaier
aus Leonberg

Hauptberichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya
Tag der mündlichen Prüfung: 23.05.2017

Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart
2017

Dipl.-Ing. Christian Obermaier
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

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

D93

ISBN 978-3-946818-07-6

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 Endlichen 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. politisch motivierte Leichtbaubestrebungen und Initiativen im Sinne von Industrie 4.0 andererseits 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.

Vorwort

„Keine Schuld ist dringender als die, Danke zu sagen.“

Marcus Tullius Cicero

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart. Ohne die Unterstützung vieler Menschen wäre die Anfertigung nicht möglich gewesen.

Ich danke zuerst Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA, Leiter des Instituts für Umformtechnik der Universität Stuttgart, für das mir entgegengebrachte Vertrauen, die geschaffenen Rahmenbedingungen sowie die mir eingeräumten wissenschaftlichen Freiheiten bei der Gestaltung meiner Dissertation. Die mit ihm geführten fachlichen und organisatorischen Diskussionen haben meine wissenschaftliche Arbeit wesentlich geprägt.

Auch Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya, Leiter des Instituts für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund, gebührt mein Dank für die freundliche Übernahme des Mitberichtes und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dieter Spath, Leiter des Instituts für Arbeitswissenschaft und Technologiemanagement (IAT) der Universität Stuttgart sowie Leiter des Fraunhofer-Instituts für Arbeitswirtschaft und Organisation (IAO), für seine Tätigkeit als Prüfungsausschussvorsitzender.

Ich bedanke mich zudem besonders bei Herrn Dr.-Ing. Alexander Felde, Leiter der Abteilung Massivumformung des IFU, für seine zahlreichen Ratschläge sowie seine Unterstützung bei der Bearbeitung wissenschaftlicher Fragestellungen und die zahlreichen mit ihm geführten fachlichen Diskussionen. Besonderer Dank gilt ebenso meinen Weggefährten der Abteilung Massivumformung des IFU und hier namentlich Herrn Dr.-Ing. Stefan Rudolf, Herrn Dr.-Ing. Florian Dörr und Herrn Dr.-Ing. Thorben Schiemann für die tatkräftige Unterstützung und wertvollen Ratschläge aber auch den gemeinsamen Spaß am Forschen. Weiterhin danke ich dem technischen Personal des IFU für die Unterstützung und die Hinweise bei konstruktiven Arbeiten und für die Fertigung von zahlreichen Versuchswerkzeuge sowie beim Aufbau meiner Versuchsvorrichtungen und der Durchführung von experimentellen Untersuchungen. Insbesondere sei an dieser Stelle Herrn Werner Siegel für seine uneingeschränkte Unterstützung in ebendiesen Dingen gedankt. Außerdem bedanke ich mich bei Herrn Robert Meißner und Herrn Matthias Schneider für ihre Hilfestellung bei der Erstellung der Druckfassung meiner Arbeit. Zusammenfassend danke ich allen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen, die mich am IFU auf meinem Weg von der wissenschaftlichen Hilfskraft, über meine Studien- und Diplomarbeit bis hin zur Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter begleitet haben, dass ich mit viel Freude auf eine abwechslungsreiche, spannende und erfolgreiche Zeit zurückblicken kann. Ich werde diesen Le-

bensabschnitt in sehr positiver Erinnerung behalten und die entstandenen Freundschaften bewahren.

In zahlreichen Studien-, Bachelor- und Diplomarbeiten, die ich während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter betreut habe, und im Rahmen so mancher Tätigkeit als wissenschaftliche Hilfskraft wurde der Grundstein für die vorliegende Arbeit gelegt. Für die großartige Unterstützung möchte ich allen von mir betreuten Studenten meinen Dank aussprechen.

Teile der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden durch das Bundesministerium für Bildung und Forschung gefördert, wofür ich mich ebenfalls an dieser Stelle bedanke. Gleiches gilt für meine zahlreichen Projektpartner aus der Industrie für deren oftmals langjährige Unterstützung.

Während der gesamten Dauer der Promotion war mir meine Frau Carolin ein besonders wichtiger Rückhalt. Ich danke ihr, meinen Eltern Renate und Dr.-Ing. Ulrich Mletzko, meiner Familie und meinen Freunden für das stets hervorragende persönliche Umfeld, das mir die Möglichkeit geschaffen hat, diese Arbeit zu verfassen. Ihnen ist diese Arbeit gewidmet.

Stuttgart, im Dezember 2017

Christian Obermaier

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	i
Formelzeichen, Abkürzungen und Akronyme.....	iii
Kurzfassung	xi
Abstract	xii
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	5
2.1 Fließpressverfahren zur Herstellung von Aluminiumwerkstücken	5
2.2 Werkstofffluss beim kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement	10
2.3 Kombiniertes Fließpressen mit mehreren beweglichen Werkzeugelementen.....	23
2.4 Simulation von Umformprozessen mit FEM-Programmen	31
2.5 Inverse Identifizierung von Simulationsmodellparametern	42
2.6 Zusammenfassung des Standes der Technik	57
2.7 Auswertung des Standes der Technik zur Herleitung des wissenschaftlichen Defizits	59
3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise.....	62
4 Identifizierung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen	65
4.1 Experimente zum kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement	66
4.2 Simulationsmodelle für kombinierte Fließpressprozesse mit einem bewegten Werkzeugelement	75
4.3 Inverse Identifizierung von Parametern der Modelle für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen.....	91
4.4 Zwischenfazit aus der inversen Identifizierung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen	111
5 Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen	115
5.1 Anforderungen an die Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen	115

5.2 Analyse der Werkzeugfunktion für das Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen	116
5.3 Abstrahierung der Entwicklungsaufgabe	118
5.4 Entwicklung der Anlagentechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen.....	120
5.5 Entwicklung der Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen.....	126
5.6 Inbetriebnahme der entwickelten Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit bewegter Matrize	134
5.7 Zwischenfazit aus der realisierten Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen.....	140
6 Untersuchungen zum Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen	143
6.1 Stochastische Prozesssimulation des Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressens mit mehreren bewegten Werkzeugelementen	144
6.2 Experimentelle Untersuchungen zum Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit bewegter Matrize	158
6.3 Gegenüberstellung der experimentellen und simulativ erzielten Ergebnisse.....	171
6.4 Zwischenfazit aus den simulativen und experimentellen Untersuchungen zum Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen.....	177
7 Gewonnene Erkenntnisse dieser Arbeit und zukünftige Anwendungsmöglichkeiten für deren Nutzung	182
7.1 Fazit aus den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen	182
7.2 Möglichkeiten zur Nutzung der gewonnenen Erkenntnisse und Ausblick auf zukünftigen Forschungsbedarf	188
8 Zusammenfassung	190
9 Anhang	196
Literaturverzeichnis.....	265
Lebenslauf	285

Formelzeichen, Abkürzungen und Akronyme

Lateinische Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
A	[N/mm ²]	Werkstoffmodellparameter
A ₁	[-]	Reibungsmodellparameter
a ₁	[1/s]	Werkstoffmodellparameter
A ₂	[-]	Reibungsmodellparameter
a ₂	[1/s]	Werkstoffmodellparameter
A ₃	[-]	Reibungsmodellparameter
A _{Wirk}	[mm ²]	Wirkfläche
B	[-]	Werkstoffmodellparameter
B _S	[N/mm ²]	Werkstoffmodellparameter
C	[-]	Werkstoffmodellparameter
C _{rel}	[mm/s]	Reibungsmodellparameter
C _V	[N/mm ²]	Werkstoffmodellparameter
D	[kN/mm]	Federsteifigkeit
d ₀	[mm]	Rohteildurchmesser
d _{0, Soll}	[mm]	Rohteilsolldurchmesser
d _{Ga}	[mm]	Äußerer Gegenstempeldurchmesser
d _{Ma}	[mm]	Äußerer Matrizendurchmesser
d _{Mi}	[mm]	Innerer Matrizendurchmesser
d _{Sa}	[mm]	Äußerer Stempeldurchmesser
d _{Si}	[mm]	Innerer Stempeldurchmesser
F	[kN]	Kraft
F _G	[kN]	Gegenstempelkraft
F _{max}	[kN]	Maximalkraft
f _R	[-]	Reibungswärmeumwandlungsfaktor
F _S	[kN]	Stempelkraft
F _{S, max}	[kN]	Maximale Stempelkraft
F _{St}	[kN]	Stauchkraft
h	[mm]	Augenblickliche Probenhöhe
h ₀	[mm]	Rohteilhöhe
h _{0, Soll}	[mm]	Rohteilsollhöhe
h ₁	[mm]	Werkstückhöhe
h _B	[mm]	Werkstückbodendicke
h _{Ga}	[mm]	Äußere Gegenstempelfließbundlänge
h _{Gi}	[mm]	Innere Gegenstempelfließbundlänge

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
h_{oN}	[mm]	Obere Napftiefe
h_{oZ}	[mm]	Obere Zapfenlänge
h_{Sa}	[mm]	Äußere Stempelfließbundlänge
h_{Si}	[mm]	Innere Stempelfließbundlänge
h_{uN}	[mm]	Untere Napftiefe
h_{uZ}	[mm]	Untere Zapfenlänge
k	[N/mm ²]	Schubfließgrenze
K_1	[N/mm ²]	Werkstoffmodellparameter
K_2	[N/(mm ² ·K)]	Werkstoffmodellparameter
K_3	[-]	Werkstoffmodellparameter
K_4	[s]	Werkstoffmodellparameter
k_f	[N/mm ²]	Fliessspannung
k_{f0}	[N/mm ²]	Fliessspannung des nicht verfestigten Werkstoffs
K_H	[N/mm ²]	Werkstoffmodellparameter
K_L	[N/mm ²]	Werkstoffmodellparameter
K_S	[N/mm ²]	Werkstoffmodellparameter
K_V	[-]	Werkstoffmodellparameter
k_w	[N/mm ²]	Fließwiderstand
k_w^{Exp}	[N/mm ²]	Experimentell ermittelter Fließwiderstand
k_w^{Mod}	[N/mm ²]	Mit einem Werkstoffmodell berechneter Fließwiderstand
m	[-]	Reibfaktor
m_1	[-]	Reibfaktor des Schmierstoffs Zink-Stearat
m_2	[-]	Reibfaktor des Schmierstoffs <i>Gardolube 6051</i>
m_3	[1/°C]	Werkstoffmodellparameter
m_4	[-]	Werkstoffmodellparameter
m_5	[1/°C]	Werkstoffmodellparameter
m_6	[-]	Werkstoffmodellparameter
m_7	[-]	Werkstoffmodellparameter
m_D	[-]	Reibungsmodellparameter
m_j	[-]	Reibfaktor
n	[-]	Natürliche Zahl
n_1, n_2, n_3	[-]	Natürliche Zahlen
n_i	[-]	Vergleichspunkt
n_v	[-]	Verfestigungsexponent
$n_{\varphi > 0,7}$	[-]	Verfestigungsexponent ab einem Umformgrad $\varphi > 0,7$
$n_{\varphi \leq 0,7}$	[-]	Verfestigungsexponent bis zu einem Umformgrad $\varphi \leq 0,7$
p	[bar]	Druck

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
P_1, P_2, P_3	[-]	Punkte im kartesischen Koordinatensystem
P_{hydr}	[kW]	Hydraulische Leistung
p_{max}	[bar]	Maximaldruck
Q	[l/min]	Volumenstrom
r	[-]	Korrelationskoeffizient
R	[-]	Menge der reellen Zahlen
r_D	[-]	Reibungsmodellparameter
R_{Ma}	[mm]	Äußerer Matrizenradius
R_{Mi}	[mm]	Innerer Matrizenradius
RMS_1	[mm]	Zielgröße der oberen Napftiefen
RMS_{111}	[mm]	Zielgröße der oberen Napftiefen der mit Zink-Stearat durchgeführten Versuche zum Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{112}	[mm]	Zielgröße der oberen Napftiefen der mit Zink-Stearat durchgeführten Versuche zum Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{121}	[mm]	Zielgröße der oberen Napftiefen der mit <i>Gardolube 6051</i> durchgeführten Versuche zum Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{122}	[mm]	Zielgröße der oberen Napftiefen der mit <i>Gardolube 6051</i> durchgeführten Versuche zum Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_2	[kN]	Zielgröße der Stempelkräfte
RMS_{211}	[kN]	Zielgröße der Stempelkräfte der mit Zink-Stearat durchgeführten Versuche zum Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{212}	[kN]	Zielgröße der Stempelkräfte der mit Zink-Stearat durchgeführten Versuche zum Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{221}	[kN]	Zielgröße der Stempelkräfte der mit <i>Gardolube 6051</i> durchgeführten Versuche zum Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{222}	[kN]	Zielgröße der Stempelkräfte der mit <i>Gardolube 6051</i> durchgeführten Versuche zum Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_3	[°C]	Zielgröße der Werkstücktemperaturen
RMS_{311}	[°C]	Zielgröße der Werkstücktemperaturen der mit Zink-Stearat durchgeführten Versuche zum Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{312}	[°C]	Zielgröße der Werkstücktemperaturen der mit Zink-Stearat durchgeführten Versuche zum Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{321}	[°C]	Zielgröße der Werkstücktemperaturen der mit <i>Gardolube 6051</i> durchgeführten Versuche zum Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{322}	[°C]	Zielgröße der Werkstücktemperaturen der mit <i>Gardolube 6051</i> durchgeführten Versuche zum Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
RMS_{Gesamt}	[-]	Aus den Zielgrößen für die obere Napftiefen, Stempelkräften und Werkstücktemperaturen berechnete Zielgröße
RMS_i	[mm, kN, °C]	Zielgröße
RMS_{ijk}	[mm, kN, °C]	Zielgröße
RMS_{k_w}	[N/mm ²]	Zielgröße der Fließwiderstände

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$RMS_{k_w,rel}$	[%]	Zielgröße der Fließwiderstände, relativierter Wert
R_{Sa}	[mm]	Äußerer Stempelradius
R_{Si}	[mm]	Innerer Stempelradius
s	[mm]	Weg
s_1	[-]	Reibungsmodellparameter
s_2	[-]	Reibungsmodellparameter
S_a	[μ m]	Flächenbezogene Rauheit
s_D	[-]	Reibungsmodellparameter
s_i	[mm]	Wegmarke
s_M	[mm]	Matrizenweg
s_S	[mm]	Stempelweg
s_{St}	[mm]	Stößelweg
s_U	[mm]	Umformweg
$s_{U, Soll}$	[mm]	Sollumformweg
T	[K]	Temperatur
t	[s]	Zeit
T^*	[K]	Referenztemperatur
t_i	[s]	Zeitmarke
T_R	[K]	Raumtemperatur
T_{Start}	[°C]	Starttemperatur
T_W	[°C]	Werkstücktemperatur
u	[-]	Ergebnisgröße
u_i^{Exp}	[-]	Experimentelles Ergebnis an einem Vergleichspunkt
u_i^{FEM}	[-]	Simulatives Ergebnis an einem Vergleichspunkt
u_{ijkl}^{Exp}	[mm, kN, °C]	Experimentell ermittelte Messgrößenpunkte
u_{ijkl}^{FEM}	[mm, kN, °C]	Simulativ ermittelte Messgrößenpunkte
V	[-]	Verlustfaktor
v_0	[mm/s]	Referenzgeschwindigkeit
v_1	[mm/s]	Geschwindigkeit Achse 1
v_2	[mm/s]	Geschwindigkeit Achse 2
v_A	[mm/s]	Ausstoßergeschwindigkeit
v_G	[mm/s]	Gegenstempelgeschwindigkeit
v_M	[mm/s]	Matrizengeschwindigkeit
v_{max}	[mm/s]	Maximalgeschwindigkeit
v_{rel}	[mm/s]	Relativgeschwindigkeit
v_S	[mm/s]	Stempelgeschwindigkeit
v_{St}	[mm/s]	Stößelgeschwindigkeit

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$v_{St, Soll}$	[mm/s]	Stößelsollgeschwindigkeit
\underline{x}	[-]	Vektor der Variablen x_m der Zielfunktion
\underline{X}	[-]	Zulässige Menge
x, y, z	[-]	Achsen im kartesischen Koordinatensystem
x_1, x_2, x_3	[mm]	Koordinaten der x-Achse im kartesischen Koordinatensystem
x_m	[-]	Variablen der Zielfunktion
x_n	[mm]	Koordinate der x-Achse im kartesischen Koordinatensystem
\underline{x}_n	[-]	Vektor der Variablen x_m der Zielfunktion des Designs n
z_1, z_2	[mm]	Koordinaten der z-Achse im kartesischen Koordinatensystem
$z_{A, OT}$	[mm]	Oberer Totpunkt Ausstoßer in z-Richtung
$z_{A, UT}$	[mm]	Unterer Totpunkt Ausstoßer in z-Richtung
z_M	[mm]	Matrizenposition in z-Richtung
$z_{M, A}$	[mm]	Matrizenausstoßposition in z-Richtung
$z_{M, Ende}$	[mm]	Matrizenendposition in z-Richtung
$z_{M, Soll}$	[mm]	Matrizensollposition in z-Richtung
$z_{M, Start}$	[mm]	Matrizenstartposition in z-Richtung
z_S	[mm]	Stempelposition in z-Richtung
$z_{S, A}$	[mm]	Stempelausstoßposition in z-Richtung
$z_{S, OT}$	[mm]	Oberer Totpunkt Stempel in z-Richtung
$z_{S, UT}$	[mm]	Unterer Totpunkt Stempel in z-Richtung
z_{St}	[mm]	Stößelposition in z-Richtung

Griechische Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
α	[W/(m ² ·K)]	Wärmeübergangskoeffizient
α_1	[W/(m ² ·K)]	Wärmeübergangskoeffizient des Schmierstoffs Zink-Stearat
α_2	[W/(m ² ·K)]	Wärmeübergangskoeffizient des Schmierstoffs <i>Gardolube 6051</i>
α_A	[-]	Verhältnis aus wahrer zu nominaler Kontaktfläche
α_j	[W/(m ² ·K)]	Wärmeübergangskoeffizient
β	[-]	Werkstoffmodellparameter
β_G	[-]	Gegenstempelgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis
β_M	[-]	Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis
$\beta_{M, Soll}$	[-]	Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Sollverhältnis
γ	[°]	Fliessschulterwinkel
δ	[-]	Werkstoffmodellparameter
$\dot{\epsilon}, \dot{\epsilon}_1, \dot{\epsilon}_2, \dot{\epsilon}_3$	[1/s]	Dehngeschwindigkeit
ϵ_A	[-]	Relative Querschnittsänderung

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
ϵ_h	[-]	Relative Höhenabnahme
ϵ_{NR-FP}	[-]	Relative Querschnittsänderung beim Napf-Rückwärts-Fließpressen
$\epsilon_{NR-FP, \max}$	[-]	Maximale relative Querschnittsänderung beim Napf-Rückwärts-Fließpressen
$\epsilon_{NR-FP, \min}$	[-]	Minimale relative Querschnittsänderung beim Napf-Rückwärts-Fließpressen
ϵ_{NV-FP}	[-]	Relative Querschnittsänderung beim Napf-Vorwärts-Fließpressen
ϵ_{VR-FP}	[-]	Relative Querschnittsänderung beim Voll-Rückwärts-Fließpressen
ϵ_{VV-FP}	[-]	Relative Querschnittsänderung beim Voll-Vorwärts-Fließpressen
$\epsilon_{VV-FP, \max}$	[-]	Maximale relative Querschnittsänderung beim Voll-Vorwärts-Fließpressen
θ	[-]	Werkstoffmodellparameter
ϑ	[°C]	Temperatur
κ	[1/K]	Werkstoffmodellparameter
λ	[1/K]	Werkstoffmodellparameter
μ	[-]	Reibungszahl
μ_1	[-]	Reibungszahl des Schmierstoffs Zink-Stearat
μ_2	[-]	Reibungszahl des Schmierstoffs <i>Gardolube 6051</i>
μ_j	[-]	Reibungszahl
σ_N	[N/mm ²]	Normalspannung
σ_V	[N/mm ²]	Vergleichsspannung
τ_R	[N/mm ²]	Reibschubspannung
φ	[-]	Umformgrad
$\dot{\varphi}$	[1/s]	Umformgeschwindigkeit
$\dot{\varphi}^*$	[1/s]	Referenzumformgeschwindigkeit
φ_{VR-FP}	[-]	Umformgrad beim Voll-Rückwärts-Fließpressen
φ_{VV-FP}	[-]	Umformgrad beim Voll-Vorwärts-Fließpressen
$\varphi_{VV-FP, \max}$	[-]	Maximaler Umformgrad beim Voll-Vorwärts-Fließpressen

Abkürzungen und Akronyme

Abkürzung / Akronym	Beschreibung
AiF	Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen
Al	Aluminium
ALHS	Advanced latin hypercube sampling
ARSM	Adaptive response surface method
C	Kohlenstoff
CAD	Computer-aided design
CAE	Computer-aided engineering

Abkürzung / Akronym	Beschreibung
CoP	Coefficient of Prognosis
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
DCET	Double Cup Extrusion Test
DMS	Dehnungsmessstreifen
DoE	Design of experiments
EA	Evolutionärer Algorithmus
EP	Evolutionäre Programmierung
ES	Evolutionäre Strategie
Exp.	Experiment
FEM	Finite-Elemente-Methode
G1, G2, G3	Generation
GA	Genetischer Algorithmus
GPS	Generalized pattern search
GSS	Generating set search
GUI	Graphical user interface
HQ-FP	Hohl-Quer-Fließpressen
HR-FP	Hohl-Rückwärts-Fließpressen
HS	Werkstoffmodell nach Hensel und Spittel
HV-FP	Hohl-Vorwärts-Fließpressen
HV-NR-FP	Hohl-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
IFU	<i>Institut für Umformtechnik</i>
JC	Werkstoffmodell nach Johnson und Cook
K	Kontur
LB	Werkstoffmodell nach Litonski und Batra
L-P-E	Werkstoffmodell, zusammengesetzt aus Modellen nach Ludwik, Prandtl sowie El-Magd
L-ZH-E	Werkstoffmodell, zusammengesetzt aus Modellen nach Ludwik, Zener und Hollomon sowie El-Magd
MADS	Mesh adaptive direct search
Max.	Maximal
MC	Werkstoffmodell nach Molinari und Clifton
Mg	Magnesium
MLDH	Modified limited dome height
MLS	Mean least square
Mn	Mangan
Mo	Molybdän
MOP	Metamodel of Optimal Prognosis

Abkürzung / Akronym	Beschreibung
NLPQL	Non-linear programming by quadratic lagrangian
NQ-FP	Napf-Quer-Fließpressen
NR-FP	Napf-Rückwärts-Fließpressen
NV-FP	Napf-Vorwärts-Fließpressen
NV-NR-FP	Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
OBE	On-board electronics
OT	Oberer Totpunkt
RMS	Root mean square
RSM	Response surface method
Si	Silizium
Sim.	Simulation
SMG	<i>Süddeutsche Maschinenbau GmbH</i>
S-P-E	Werkstoffmodell, zusammengesetzt aus Modellen nach Swift, Prandtl sowie El-Magd
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung
SSI	Synchron-serielle Schnittstelle
SU	Werkstoffmodell nach Shirakashi und Usui
S-ZH-E	Werkstoffmodell, zusammengesetzt aus Modellen nach Swift, Zener und Hollomon sowie El-Magd
UT	Unterer Totpunkt
V	Verfeinerung
V-P-E	Werkstoffmodell, zusammengesetzt aus Modellen nach Voce, Prandtl sowie El-Magd
VQ-FP	Voll-Quer-Fließpressen
VR-FP	Voll-Rückwärts-Fließpressen
VR-NR-FP	Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
VV-FP	Voll-Vorwärts-Fließpressen
VV-NR-FP	Voll-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
VV-NV-FP	Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Fließpressen
VV-NV-VR-NR-FP	Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen
VV-VR-FP	Voll-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Fließpressen
V-ZH-E	Werkstoffmodell, zusammengesetzt aus Modellen nach Voce, Zener und Hollomon sowie El-Magd
Zn	Zink

Kurzfassung

Bei der Fertigung von Werkstücken durch kombinierte Fließpressprozesse mit freiem Werkstofffluss kann durch eine gezielte Werkstoffflusssteuerung Material eingespart werden, indem der Werkstoffüberschuss an den Werkstückenden und damit die spanende Nacharbeit minimiert wird. Insbesondere der Einsatz von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen stellt eine Möglichkeit dar, den Werkstofffluss beim kombinierten Fließpressen innerhalb gewisser Grenzen gezielt zu steuern.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Prozesskenntnis hinsichtlich des Werkstoffflusses beim Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen der Aluminiumlegierung EN AW 1050A anhand umfangreicher simulativer und experimenteller Untersuchungen erarbeitet. Die Parameter der in den simulativen Untersuchungen verwendeten Simulationsmodelle wurden zunächst anhand der Daten von vereinfachten Experimenten zum kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement mittels inverser Methoden identifiziert. Die identifizierten Modellparameter wurden im Anschluss daran anhand von experimentellen Untersuchungen mit bewegter Matrize erfolgreich verifiziert. Um den Einfluss von mehreren bewegten Werkzeugelementen auf den Werkstofffluss experimentell ermitteln zu können, war die Entwicklung der dafür benötigten Anlagen- und Werkzeugtechnik erforderlich. Aus Gründen der Modularität wurden im Rahmen dieser Arbeit hydraulische Achsen in Werkzeuggestelle integriert und zusammen mit einem Hydraulikaggregat und entsprechender Regelungstechnik aufgebaut und in Betrieb genommen.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zeigen, dass durch die Wahl des tribologischen Systems, der Stößelgeschwindigkeit, des Verhältnisses aus Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit und des Verhältnisses aus Gegenstempel- und Stößelgeschwindigkeit sowie der Fließbundlängen der zum Einsatz kommenden Werkzeugelemente gezielt Einfluss auf den Werkstofffluss genommen werden kann. Die Effekte dieser Prozessparameter auf den Werkstofffluss stehen größtenteils in Wechselwirkung untereinander sowie mit der Rohteilhöhe und den geometrischen Werkstückverhältnissen. Die Prozessauslegung der Verfahrenskombination Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen kann mit dem Ziel eines möglichst hohen Materialausnutzungsgrades bei Verwendung von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen anhand der Ergebnisse dieser Arbeit erfolgen. Dabei können einzelne Iterationsschritte im Vergleich mit der Trial-and-Error-Methode vermieden werden. Dies verringert den Aufwand für eine Werkstückentwicklung aus zeitlicher und monetärer Sicht.

Abstract

During the production of workpieces by means of combined extrusion processes with free material flow, material can be saved. This can be done by a targeted material flow control resulting in minimized material excess at the workpiece ends and thus minimized machining rework. In particular, the use of forming tools with additionally moved tool elements represents a possibility to specifically control the material flow in case of combined extrusion processes within certain limits.

In this work the knowledge mainly with respect to knowledge about the material flow of the process combination of rod-forward-, cup-forward-, rod-backward- and cup-backward-extrusion with additionally moved tool elements of aluminium alloy EN AW 1050A has been developed based on broad simulative and experimental investigations. Parameters of the simulation models used in the simulative investigations were first identified by means of inverse methods on the basis of data of simplified combined extrusion experiments with one moving tool element. Based on the results of the experiments with a moving die, the identified model parameters have been verified successfully thereafter. It was necessary to develop the respective system and tool design to be able to conduct the influence of additionally moved tool elements on material flow experimentally. For reasons of modularity, hydraulic axes were integrated into tool racks, built up together with a hydraulic power unit with the corresponding control technology and put into operation.

The results of this work show that material flow can be influenced specifically due to the tribological system, the ram velocity, the ratio of die velocity and ram velocity, the ratio of counter punch velocity and ram velocity and the length of punch lands. The effects of these process parameters are interacting among themselves and with billet height as well as geometric workpiece conditions. The process design of the combination of rod-forward-, cup-forward-, rod-backward- and cup-backward-extrusion using tools with additionally moved tool elements can be performed according to the results of this work aiming to use as less material as possible. Making use of these results single iteration steps can be saved in comparison to the trial-and-error-method. This reduces effort in workpiece development by means of time and money.

1 Einleitung

Die Tatsache, dass 25 % des jährlich weltweiten Ressourcenverbrauchs wie z. B. von Rohstoffen oder von Energie auf nur 5 % aller Menschen, welche die Erde bewohnen, entfällt [Rom15], hat in den Industrienationen zu einem gestiegenen Bewusstsein für einen effizienteren Ressourcenverbrauch geführt. Dies bestätigen beispielsweise die medial allgegenwärtige EU-Verordnung zur Verminderung der CO₂-Emissionen von PKW [Eur09] oder auch das Angebot an über 400 Seminaren und Fachtagungen pro Jahr in Deutschland zur Thematik der Ressourceneffizienz [Gri15b]. Einen nachhaltigen Beitrag zur Verringerung der CO₂-Emissionen von PKW leistet unter anderem der stoffliche Leichtbau. Unter Einhaltung von wirtschaftlichen Gesichtspunkten zielt er darauf ab, ein Werkstück aus einem möglichst leichten Werkstoff bzw. einem Werkstoff mit einem für die jeweilige Anwendung vorteilhaften Verhältnis zwischen Festigkeit und spezifischer Dichte herzustellen. Durch die Verwendung von z. B. Aluminium anstelle von Stahl kann so das Gewicht eines Werkstücks reduziert werden [Kuc10]. In der Produktionstechnik liegt außerdem großes Einsparpotential im Materialeinsatz, also in der Werkstoffmenge, welche direkt einem hergestellten Werkstück zugeordnet werden kann. Dabei liegt der Grad der Materialverschwendung bei bis zu 40 % der für Rohmaterial eingesetzten Finanzmittel [Gri15a]. Dies zeigt, dass durch eine bezüglich des Materialeinsatzes effizientere Produktion nicht nur Ressourcen eingespart, sondern im Sinne von Wettbewerbsvorteilen für produzierende Unternehmen auch die Herstellkosten reduziert werden können.

Eine Vielzahl der umformenden Fertigungsverfahren wie beispielweise das Kaltfließpressen weisen im Gegensatz zur spanenden Fertigung bei einer hohen Mengenleistung durch kurze Taktzeiten einen hohen Materialausnutzungsgrad auf und eignen sich daher in besonderer Weise zur Einsparung von Ressourcen. Weitere Merkmale zahlreicher Umformverfahren liegen in der Steigerung der Werkstofffestigkeit infolge der Kaltverfestigung sowie im ungestörten Faserverlauf. Außerdem stellt die oftmals erreichbare Einbaufertigkeit der hergestellten Werkstücke bei gegebenenfalls geringer spanender Nacharbeit infolge einer hohen Maß- und Formgenauigkeit sowie einer hohen Oberflächenqualität einen weiteren Vorteil dar. Übergeordnetes Merkmal zur Einteilung der Fließpressverfahren ist die Richtung des Werkstoffflusses in Bezug auf die Werkzeughauptbewegung. Daraus ergibt sich die Unterscheidung in Vorwärts-, Rückwärts- und Querfließpressen. Zusätzliches Unterscheidungsmerkmal ist die Geometrie der hergestellten Werkstücke und es wird dadurch weiterhin zwischen Voll-, Hohl- und Napf-Fließpressen unterschieden. Oftmals werden die sich aus dieser Einteilung ableitenden Grundverfahren des Fließpressen in der Produktion von Werkstücken dem Stadienplan folgend nacheinander (Verfahrensfolge) oder aber gleichzeitig (Verfahrenskombination oder kombiniertes Fließpressen) angewendet

[Lan08]. So werden z. B. technische Umformteile aus Aluminium mit komplexer Geometrie häufig durch eine Kombination von zwei oder mehreren Fließpressgrundverfahren hergestellt. Mit steigender Anzahl an kombinierten Fließpressgrundverfahren erhöht sich die Komplexität hinsichtlich des Werkstoffflusses und somit auch hinsichtlich des Werkzeugaufbaus und der Prozessführung.

Der Werkstofffluss in kombinierten Fließpressprozessen und damit die Längenverhältnisse der ausgepressten Werkstückbereiche hängen von einer Vielzahl an Prozesseingangsgrößen ab, z. B. von der Werkzeuggestaltung oder von den vorherrschenden tribologischen Bedingungen. Weiteres Materialeinsparpotential liegt in der Fertigung von Werkstücken durch Verfahrenskombinationen mit freiem Werkstofffluss und einer gezielten Werkstoffflusssteuerung. Material kann eingespart werden, indem der Werkstoffüberschuss an den Werkstückenden und damit die spanende Nacharbeit minimiert wird. Der Einsatz von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeuglementen stellt dabei eine zusätzliche Möglichkeit dar, den Werkstofffluss innerhalb gewisser Grenzen gezielt zu steuern. Um die Werkzeugkinematik in Wechselwirkung mit den weiteren, den Werkstofffluss beeinflussenden Prozessparametern an die zu fertigenden Werkstückgeometrie anpassen zu können, ist jedoch eine tiefe Prozesskenntnis der jeweilig betrachteten Verfahrenskombination notwendig. Eine tiefe Prozesskenntnis hilft auch dabei, Fertigungseinrichtungen zur Durchführung der Umformprozesse nicht zu groß und damit unter wirtschaftlichen und ressourceneffizienten Kriterien zu dimensionieren.

Numerische Methoden nehmen bei der Prozess-, Werkzeug und Maschinenauslegung eine immer wichtigere Rolle ein. Insbesondere die Entwicklungsphase von Werkstücken, Prozessen und Werkzeugen kann durch Finite-Elemente-Methode-Simulationen (FEM-Simulationen) unterstützt und deutlich verkürzt werden, was gleichzeitig zu einer Reduzierung der Entwicklungskosten führt [Kle12]. Dabei stellt sich in einem einmal erstellten Simulationsmodell die Möglichkeit der einfachen Variation von Prozessparametern, welche den untersuchten Umformprozess beeinflussen, als besonders vorteilhaft dar [Lan93].

Häufig weichen jedoch die Ergebnisse von Simulationsrechnungen mit den dabei verwendeten FEM-Simulationsmodellen mit den darin verwendeten Modellparametern und den dazugehörigen experimentell gewonnenen Messdaten voneinander ab. Als Beispiel dafür kann in der Umformtechnik der Werkstofffluss in kombinierten Fließpressprozessen angeführt werden. Abweichungen der Werkstückgeometrie zwischen Simulationsrechnungen und realen Prozessen können generell zum einen an einer ungenügenden Modellierung des jeweiligen Simulationsproblems liegen oder zum anderen an nicht genau genug bestimmten Parametern des Simulationsmodells wie z. B. zur Reibungs- bzw. Werkstoffmodellierung. Vor allem die ungenügende Kenntnis und Modellierung der Reibungsverhältnisse und des plastischen Werkstoffverhaltens führt bei

kombinierten Fließpressprozessen bei Betrachtung der Werkstückgeometrie zu Abweichungen zwischen Simulationsrechnungen und realen Prozessen. Ohne eine genaue Einstellung dieser Simulationsmodellparameter sind die Vorhersagemöglichkeiten von FEM-Simulationen nur bedingt für die Prozess-, Werkzeug und Maschinenauslegung von kombinierten Fließpressprozessen geeignet. In der Praxis werden kombinierte Fließpressprozesse daher oftmals auf Basis von Erfahrungswerten nach der Trial-and-Error-Methode ausgelegt. Dies ist zeitaufwändig und zugleich mit hohen Kosten verbunden und stellt somit für produzierende Unternehmen einen Nachteil dieser Technologie dar.

Außerdem liegen veröffentlichte Erfahrungswerte zur Prozessauslegung bisher lediglich aus Untersuchungen zu kombinierten Fließpressprozessen vor, in denen zwei Grundverfahren des Fließpressens miteinander kombiniert werden. Zusätzlich beruhen die vorliegenden Erkenntnisse zur Steuerung des Werkstoffflusses in kombinierten Fließpressprozessen durch mehrere bewegte Werkzeugelemente lediglich auf numerischen Untersuchungen oder auf experimentellen Untersuchungen mit in Hinblick auf die verwendeten Werkstückwerkstoffe und Prozessgegebenheiten modellhaftem Charakter.

Um das Potential der gezielten Werkstoffflusssteuerung beim kombinierten Fließpressen mit einer Kombination von mehr als zwei Fließpressgrundverfahren zur Werkstoffeinsparung nutzen zu können, steht in dieser Arbeit die Beantwortung der folgenden zwei Fragen im Fokus:

- Welche Prozessparameter beeinflussen den Werkstofffluss beim kombinierten Fließpressen mit einer Kombination von mehr als zwei Fließpressgrundverfahren?
- In welchen Grenzen kann der Werkstofffluss bei solchen Verfahrenskombinationen durch die Verwendung von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen gezielt gesteuert werden?

Zur Beantwortung dieser Fragestellungen wurde nach der Darlegung des für diese Arbeit maßgeblichen Standes der Technik in **Kapitel 2** sowie der Beschreibung der Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise in **Kapitel 3** der folgende Lösungsweg beispielhaft anhand des Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressens (VV-NV-VR-NR-FP) der Aluminiumlegierung EN AW 1050A schrittweise umgesetzt:

1. Entwicklung eines auf inversen Methoden und realen Umformversuchen aufbauenden Vorgehens für die Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit von Simulationen von kombinierten Fließpressprozessen (**Kapitel 4**).
2. Entwicklung der benötigten Anlagen- und Werkzeugtechnik zur Durchführung von experimentellen Untersuchungen zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Fertigungsbedingungen (**Kapitel 5**).

3. Systematische Untersuchung des Einflusses verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss der Aluminiumlegierung EN AW 1050A beim VV-NV-VR-NR-FP mit zusätzlich zum Stempel bewegtem Gegenstempel und bewegter Matrize durch eine stochastische Prozesssimulation (**Kapitel 6**).
4. Durchführung umfangreicher experimenteller Untersuchungen des VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit bewegter Matrize (**Kapitel 6**).
5. Verifizierung des in Schritt 3 verwendeten Simulationsmodells anhand der in Schritt 4 durchgeführten experimentellen Untersuchungen und dazu korrespondierenden Simulationsrechnungen (**Kapitel 6**).

Die Beantwortung, welcher Erkenntnisgewinn sich aus den Antworten auf die beiden oben gestellten Fragen ableiten lässt und welche Möglichkeiten zur Nutzung der in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse ergeben, erfolgt in **Kapitel 7**. Darin werden ein Fazit aus den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen gezogen und zukünftige Anwendungsmöglichkeiten für die Nutzung dieser Erkenntnisse sowie der weitere Forschungsbedarf erörtert. Die Zusammenfassung der Arbeit erfolgt schließlich in **Kapitel 8**.

Die in dieser Arbeit aufgezeigte Methodik zur inversen Identifizierung von Simulationsmodellparametern ermöglicht eine sehr hohe Berechnungsgenauigkeit des Werkstoffflusses bei der FEM-Simulation von kombinierten Fließpressprozessen der Aluminiumlegierung EN AW 1050A. Es ist von einer hohen Übertragbarkeit der angewendeten Methodik auf andere Umformwerkstoffe, Schmierstoffe und andere Umformverfahren auszugehen. Die Integration von zusätzlichen Werkzeugbewegungsachsen in Umformwerkzeuge zum Fließpressen hat einen hohen werkzeug- und anlagentechnischen Aufwand zur Folge. Als Fazit aus den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen besteht darin jedoch ein geeignetes Mittel zur Steuerung des Werkstoffflusses in kombinierten Fließpressprozessen. Die in dieser Arbeit beschriebene Entwicklung der Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen und die geschilderten Erfahrungen aus der Inbetriebnahme können als Anhaltspunkt für die Entwicklung einer ähnlichen und ebenfalls modularen Anlagen- und Werkzeugtechnik zur Durchführung von Umformprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen an anderer Stelle genutzt werden. Die in dieser Arbeit erzielten Ergebnisse tragen im Allgemeinen zu einer verbesserten Prozesskenntnis von kombinierten Fließpressprozessen mit einer Kombination von mehr als zwei Fließpressgrundverfahren bei. Mit den Ergebnissen können bei der Auslegung von die betrachtete Verfahrenskombination VV-NV-VR-NR-FP beinhaltenden Fertigungsprozessen gleichzeitig die Entwicklungszeiten verkürzt und der experimentelle Erprobungsaufwand verringert werden.

2 Stand der Technik

Der für diese Arbeit maßgebliche Stand der Technik umfasst Grundlagen zu den Fließpressverfahren zur Herstellung von Aluminiumwerkstücken. Einen Schwerpunkt dieses Kapitels stellen die Ausführungen zum Werkstofffluss beim kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement sowie mit zusätzlichen beweglichen Werkzeugelementen dar. Weiterhin werden die Funktionsweise von FEM-Programmen und verschiedene Möglichkeiten zur Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens sowie der Reibung zwischen Werkstück und Werkzeugen für die FEM-Simulation von Fließpressprozessen vorgestellt. Einen weiteren Schwerpunkt von **Kapitel 2** dieser Arbeit bildet die inverse Identifizierung von Simulationsmodellparametern mittels FEM-Simulationen und experimentell gewonnener Daten. Für die Zielsetzung der Arbeit und Ausführungen zur weiteren Vorgehensweise bedeutende Schlussfolgerungen aus dem vorliegenden Stand der Technik bilden den Abschluss dieses Kapitels.

2.1 Fließpressverfahren zur Herstellung von Aluminiumwerkstücken

Fließpressen zählt neben Verjüngen und Strangpressen zu den Durchdrückverfahren und damit zur Gruppe der Druckumformverfahren. Fließpressen wird in DIN 8583-6 [DIN03] wie folgt definiert: „Fließpressen ist Durchdrücken eines zwischen Werkzeugteilen aufgenommenen Werkstücks, z. B. Stababschnitt, Blechausschnitt, vornehmlich zum Erzeugen einzelner Werkstücke. Im Unterschied zum Verjüngen sind beim Fließpressen größere Formänderungen möglich“.

Die Verfahren des Fließpressens werden unterschieden in Fließpressen mit starrem Werkzeug und Fließpressen mit Wirkmedien. Beim Fließpressen mit starrem Werkzeug wird das Werkstück mit einem Stempel durch eine Pressbüchse, einer Einheit von Aufnehmer und Matrize, gedrückt. Den bereits in der Einleitung beschriebenen Merkmalen zur Einteilung der Fließpressverfahren folgend ergeben sich die neun Grundverfahren des Fließpressens (**Bild 2.1**):

- Voll-Vorwärts-Fließpressen (VV-FP),
- Hohl-Vorwärts-Fließpressen (HV-FP),
- Napf-Vorwärts-Fließpressen (NV-FP),
- Voll-Rückwärts-Fließpressen (VR-FP),
- Hohl-Rückwärts-Fließpressen (HR-FP),
- Napf-Rückwärts-Fließpressen (NR-FP),
- Voll-Quer-Fließpressen (VQ-FP),

- Hohl-Quer-Fließpressen (HQ-FP) und
- Napf-Quer-Fließpressen (NQ-FP).

	Voll-Fließpressen	Hohl-Fließpressen	Napf-Fließpressen
Vorwärts-Fließpressen	<p>Voll-Vorwärts-Fließpressen</p>	<p>Hohl-Vorwärts-Fließpressen</p>	<p>Napf-Rückwärts-Fließpressen</p>
Rückwärts-Fließpressen	<p>Voll-Rückwärts-Fließpressen</p>	<p>Hohl-Rückwärts-Fließpressen</p>	<p>Napf-Vorwärts-Fließpressen</p>
Quer-Fließpressen	<p>Voll-Quer-Fließpressen</p>	<p>Hohl-Quer-Fließpressen</p>	<p>Napf-Quer-Fließpressen</p>

Bild 2.1: Prinzipskizzen der neun Fließpressgrundverfahren nach [Lan08]

Mit den Fließpressgrundverfahren lassen sich jedoch nur geometrisch einfache Werkstücke herstellen. Für die Fertigung von technischen Umformteilen mit komplexer Geometrie ist fast immer eine Kombination der verschiedenen Grundverfahren oder eine Folge mehrerer Umformschritte notwendig. Bei einer Verfahrenskombination werden mindestens zwei gleiche oder zwei

oder mehrere verschiedene Grundverfahren in einer Umformstufe durchgeführt. Bei einer Verfahrensfolge, die üblicherweise durch den Stadienplan in der Kaltfließtechnik festgeschrieben wird, kommen mehrere Werkzeuge in aufeinanderfolgenden Umformstufen zum Einsatz.

Der Unterschied zwischen Verfahrensfolge und Verfahrenskombination wird in **Bild 2.2** verdeutlicht. Links dargestellt ist die zweistufige Herstellung eines Werkstücks durch eine Verfahrensfolge (1. Stufe VV-FP, 2. Stufe NR-FP). Dasselbe Werkstück kann auch durch eine Verfahrenskombination aus VV-FP und NR-FP hergestellt werden, wie die Darstellung auf der rechten Seite zeigt. Als wesentlicher Vorteil liegt der Kraftbedarf einer Verfahrenskombination bei gleichzeitig ablaufenden Teilvorgängen unter dem jeweils geringsten Kraftbedarf der daran beteiligten Grundverfahren [Mc 64, Ste66, Wat67, Gra73b, Gei76, Lan08]. Hierin besteht sowohl Einsparpotential beim Energieverbrauch bei der Herstellung von fließgepressten Werkstücken als auch die Möglichkeit, die dafür benötigten Umformmaschinen und Werkzeuge kleiner zu dimensionieren. Im Umkehrschluss können aufgrund der prozessbedingt niedrigeren Umformkräfte Werkstoffe mit einer höheren Festigkeit umgeformt werden [Adi67a]. Eine Vielzahl an geometrischen, kinematischen, werkstoffspezifischen sowie tribologischen Prozessparametern beeinflussen bei Verfahrenskombinationen das Fließverhalten und damit die Ausflußlängen an den Werkstücken [Adi67a, Gei76, Lin88, Sch95], wie in **Abschnitt 2.2** und **Abschnitt 2.3** dieser Arbeit ausführlich dargelegt wird. Prinzipiell lassen sich einstufige Verfahrenskombinationen unterscheiden in Prozesse mit gleichzeitig ablaufenden sowie in Prozesse mit nacheinander ablaufenden Teilvorgängen [Gei76]. Bedingt durch die guten Kaltumformbarkeitseigenschaften werden bei der Fertigung von Werkstücken aus den meisten Aluminiumwerkstoffen Verfahrenskombinationen angestrebt [Sch95].

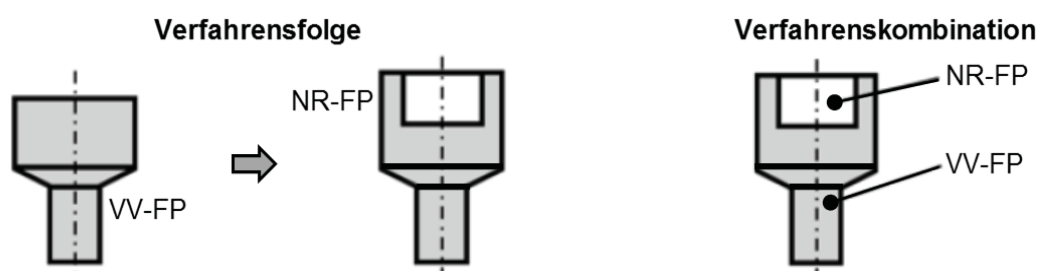


Bild 2.2: Unterschied zwischen Verfahrensfolge und Verfahrenskombination nach [Lan08]

Grundlagen zur Berechnung des Umformgrads ϕ bzw. der relativen Querschnittsänderung ϵ_A von Fließpressprozessen sind in der Literatur umfangreich dokumentiert. Einige Ausführungen dazu und die Berechnung von für diese Arbeit wichtigen Größen sind aus [Lan08] im Folgenden zusammengefasst. Anhand von ϕ oder ϵ_A wird beim Fließpressen die plastische Formänderung beschrieben. Anstelle von der relativen Querschnittsänderung ϵ_A wird beim Stauchen von der relativen Höhenabnahme ϵ_h gesprochen, da nicht die Querschnittsflächen bestimmter Werkstückbereiche in die Berechnung eingehen, sondern die Höhenänderung des gestauchten Kör-

pers. Es handelt sich im Grundsatz um globale Größen, welche über das gesamte Werkstückvolumen gemittelt werden, wohingegen in Wirklichkeit die Formänderung und damit auch die Härte inhomogen im Werkstückvolumen verteilt sind. Je inhomogener die Umformung ist, desto weniger entspricht der Umformgrad einer Größe für die Beschreibung des tatsächlichen Formänderungszustands. Es wird deshalb bei Verfahren mit stark inhomogenem Werkstofffluss, z. B. beim Napf-Fließpressen, bevorzugt mit der relativen Querschnittsänderung anstelle des Umformgrads gerechnet. Bei kleinen Formänderungen entspricht der Umformgrad in etwa der relativen Querschnittsänderung. Beide Werte weichen immer stärker voneinander ab, je größer die Umformung ist. Trotz unterschiedlich verteilter Formänderungen eignen sich die globalen Größen zum Teil für überschlägige Berechnungen. Laut Definition des Umformgrads wird die Änderung einer Abmessung auf ihren aktuellen Wert bezogen. Für einen gestauchten Zylinder mit Höhenänderung dh und aktueller Probenhöhe h ergibt sich

$$d\varphi = \frac{dh}{h}. \quad (1)$$

Die Integration von **Gl. (1)** über $d\varphi$ bzw. dh und das Einsetzen von der Ausgangshöhe h_0 und von der Endhöhe h_1 der Probe führen zu

$$\varphi = \ln \frac{h_1}{h_0}. \quad (2)$$

Die relative Höhenabnahme ε_h wird dagegen auf die Ausgangshöhe h_0 der Probe bezogen und es gelten

$$d\varepsilon_h = \frac{dh}{h_0} \quad (3)$$

und nach Integration über $d\varepsilon_h$ bzw. dh und Einsetzen von der Ausgangshöhe h_0 und von der Endhöhe h_1

$$\varepsilon_h = \frac{h_1 - h_0}{h_0}. \quad (4)$$

Über die Beziehungen

$$\varphi = \ln(\varepsilon_A + 1) \quad (5)$$

bzw.

$$\varphi = \ln(\varepsilon_h + 1) \quad (6)$$

ist eine Umrechnung zwischen dem Umformgrad und der relativen Querschnittsänderung oder der relativen Höhenänderung möglich. Zur Differenzierung werden an dieser Stelle die Bezeichnungen φ_{VV-FP} , φ_{VR-FP} , ε_{VV-FP} , ε_{VR-FP} , ε_{NV-FP} und ε_{NR-FP} eingeführt. Prinzipskizzen des VV-FP und

NR-FP mit den Bezeichnungen der für **Gl. (7)** bis **Gl. (9)** relevanten Größen sind in **Bild 2.3** dargestellt.

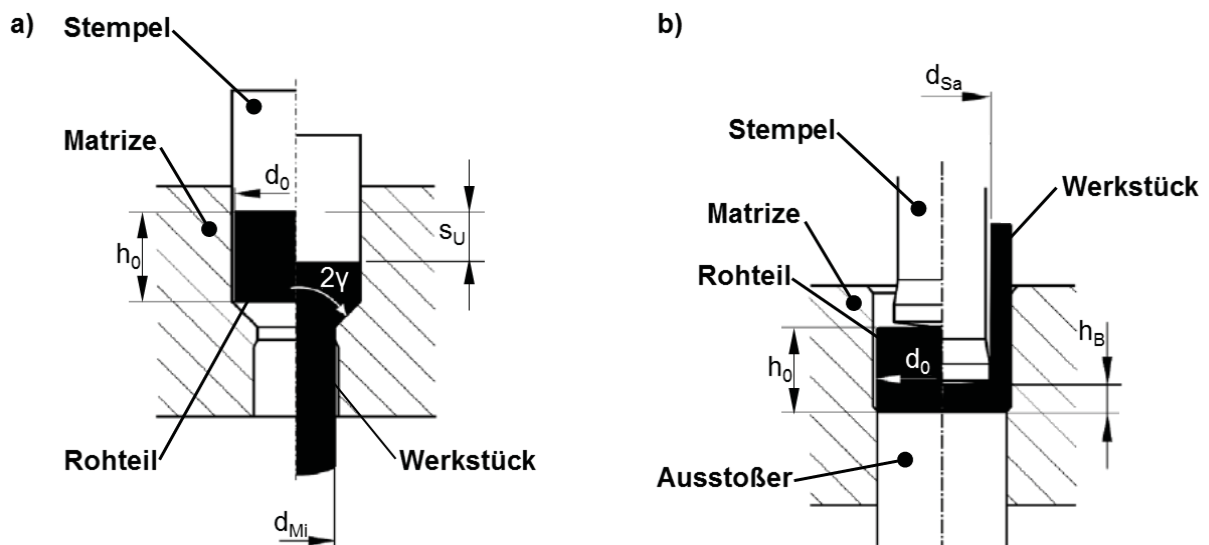


Bild 2.3: Prinzipskizzen des a) VV-FP und b) NR-FP nach [Lan08]

Der Umformgrad für das VV-FP und VR-FP berechnet sich zu

$$\varphi_{VV-FP} = \varphi_{VR-FP} = \ln \frac{d_{Mi}^2}{d_0^2} \quad (7)$$

und die relative Querschnittsänderung für das VV-FP und VR-FP zu

$$\varepsilon_{VV-FP} = \varepsilon_{VR-FP} = \frac{d_{Mi}^2 - d_0^2}{d_0^2} \quad (8)$$

sowie für das NV-FP und NR-FP zu

$$\varepsilon_{NV-FP} = \varepsilon_{NR-FP} = \frac{d_0^2 - d_{Sa}^2}{d_0^2} - 1. \quad (9)$$

In **Tabelle 2.1** werden die Grenzen für den Umformgrad und die relative Querschnittsänderung beim VV-FP (übertragbar auf das VR-FP) und NR-FP (übertragbar auf das NV-FP) für verschiedene Aluminiumlegierungen mit den Grenzen von ausgewählten Stahlwerkstoffen verglichen. Für weitere Einzelheiten zum Fließpressen von Aluminium, insbesondere zu Legierungen und Tribologie sowie Beispiele zur Herstellung technischer Fließpressteile aus Aluminium wird auf die weiterführende Literatur [Kre95, Mün95, Nit95, Ost95, Sch95, Bay97, Wan10, Sch12, Wan12a, Wan12b] verwiesen.

Tabelle 2.1: Grenzen für Umformgrad und relative Querschnittsänderung beim VV-FP und NR-FP für verschiedene Aluminiumlegierungen im Vergleich zu ausgewählten Stahlwerkstoffen [Tsc93]

Werkstoff	$\Phi_{\text{VV-FP, max}}$ [-]	$\epsilon_{\text{VV-FP, max}}$ [%]	$\epsilon_{\text{NR-FP, min}}$ [%]	$\epsilon_{\text{NR-FP, max}}$ [%]
Al99,5 bis Al99,98	3,9	98	10	98
AlMgSi0,5 bis AlMgSi1	3	95	10	95
AlMg- und AlMn-Legierungen, AlCuMg1	3	95	10	95
Aushärtbare AlCuMg-, AlZn-, AlZnMg-Legierungen	1,2	70	10	70
Stähle mit C ≤ 0,18 %	1,4	75	15	70
16MnCr5	0,8	55	20	60
42CrMo4	0,7	50	40	50

2.2 Werkstofffluss beim kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement

Geiger stellte durch das Studium der ihm damals vorliegenden Literatur und durch die Ergebnisse seiner eigenen Arbeit [Gei76] für kombinierte Fließpressprozesse mit gleichzeitig ablaufenden Teilvorgängen fest, dass „sich alle Parameter, die den Kraftbedarf eines Einzelvorgangs beeinflussen, auf die Werkstoffverteilung beim kombinierten Napffließpressen“ auswirken. In der Folge wurde der Einfluss verschiedener Parameter auf den Werkstofffluss und den Kraftbedarf von unterschiedlichen kombinierten Fließpressprozessen in einer Vielzahl von weiteren Arbeiten veröffentlicht. Untersuchungsergebnisse hinsichtlich des Werkstoffflusses zu für diese Arbeit maßgeblichen Verfahrenskombinationen mit größtenteils gleichzeitig ablaufenden Teilvorgängen werden in diesem Abschnitt dieser Arbeit vorgestellt.

Zur Herstellung von Werkstücken mit eng tolerierten Abmessungen besteht auch die Möglichkeit, den freien Werkstofffluss bei Verfahrenskombinationen mit zunächst gleichzeitig ablaufenden Teilvorgängen im weiteren Prozessverlauf an einem oder mehreren Werkstückenden zu begrenzen. Der Vorteil besteht darin, dass ein Werkstoffüberschuss nur an einem Werkstückende entsteht. Das plötzliche Umlenken des Werkstoffflusses kann jedoch zu Überlappungen und Faltenbildung führen [Sch95].

2.2.1 Werkstofffluss beim Voll-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Fließpressen

Beim Voll-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Fließpressen (VV-VR-FP) wird ein zylindrisches Rohteil durch einen hohlen Stempel mit Innendurchmesser d_{Si} in einer auf den Durchmesser d_{Mi} reduzierten Matrize umgeformt (**Bild 2.4**). Es wird jeweils in und entgegen der Stempelbewegungsrichtung eine volle Werkstückgeometrie erzeugt.

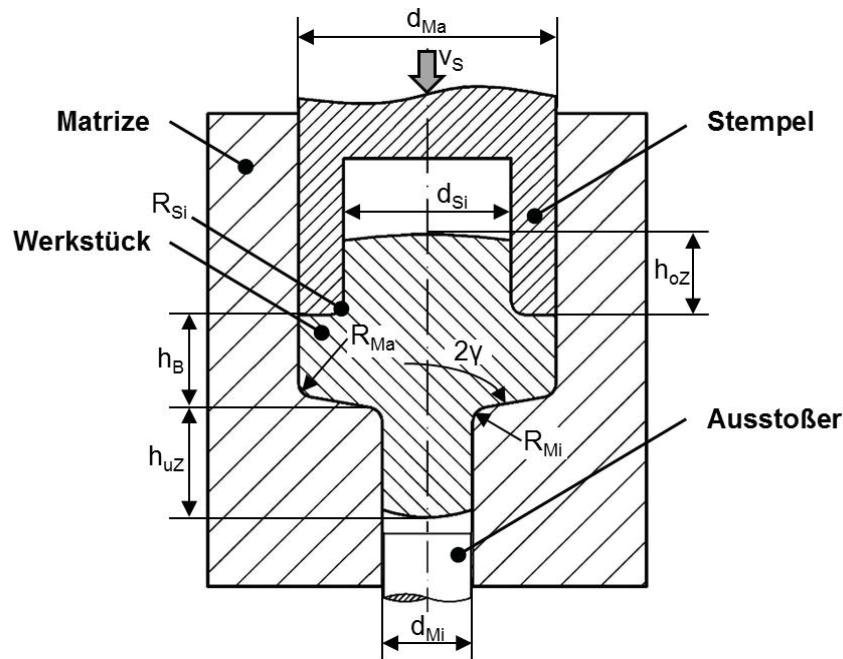


Bild 2.4: Prinzipskizze des VV-VR-FP mit einem bewegten Werkzeugelement (Stempel)

Kim et al. [Kim05] untersuchten numerisch den Einfluss von d_{Si} und somit des Durchmessers des rückwärts gepressten Zapfens sowie den Einfluss des Stempelradius R_{Si} auf den Werkstofffluss beim VV-VR-FP der Aluminiumlegierung AA 2024. Zur Reibungsmodellierung verwendeten sie das Reibfaktormodell (Gl. (22)) und den Ansatz nach Ludwik (Gl. (10)) für die Werkstoffmodellierung. Der Werkstofffluss wird in ihren Ausführungen durch die sich ausbildenden Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} bzw. das Verhältnis der beiden Zapfenvolumina beschrieben. Mit im Durchmesser größer werdenden rückwärts gepressten Zapfen verringert sich die Stempelkraft des kombinierten Umformprozesses und es erhöht sich die Neigung des Werkstoffs in den rückwärts gepressten Zapfen zu fließen relativ gesehen zum Werkstofffluss in den vorwärts gepressten Zapfen. Weiterhin stellten die Autoren fest, dass der Stempelradius R_{Si} einen umso größeren Einfluss auf die Stempelkraft hat, desto größer der Durchmesser des rückwärts gepressten Zapfens ist. Verglichen mit dem Einfluss des Durchmessers d_{Si} ist der Einfluss des Stempelradius auf Stempelkraft und Werkstofffluss jedoch gering. Ohne dazu weiterführende Untersuchungen zu beschreiben, folgern sie auch, dass die Reibungsbedingungen und der Fließschulterwinkel γ ebenfalls keinen großen Einfluss auf die Stempelkraft und den Werkstofffluss haben.

2.2.2 Werkstofffluss beim Voll-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen

Beim Voll-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen (VV-NR-FP) wird ein zylindrisches Rohteil durch einen Napfstempel mit Durchmesser d_{Sa} in einer auf den Durchmesser d_{Mi} reduzierten Matrize mit konischer Fließschulter oder flachem Boden umgeformt (Bild 2.5). Der Werkstofffluss wird in der Literatur üblicherweise durch das Verhältnis zwischen der Tiefe des rückwärts gepressten Napfes h_{oN} und der Länge des vorwärts gepressten Zapfens h_{uZ} oder aber durch

das Verhältnis der beiden Werkstückvolumina quantifiziert. Untersucht wurde der Einfluss von den

- relativen Querschnittsänderungen [Bes65, Adi67a, Wat67, Gra73b, Gra73a, Kuz96, Nak97, Lee01, Ham06, Sal09], vom
- Matrizenöffnungswinkel [Kuz96] und den
- Werkzeugradialen [Ham06], von den
- Rohteilabmessungen [Adi67a, Gra73a, Nak97], vom
- Werkstückwerkstoff [Adi67a, Bay96, Kuz96, Nak97] sowie von den
- vorherrschenden Reibungsbedingungen [Bay96, Kuz96, Nak97, Ham06, Hu07, Bou12a].

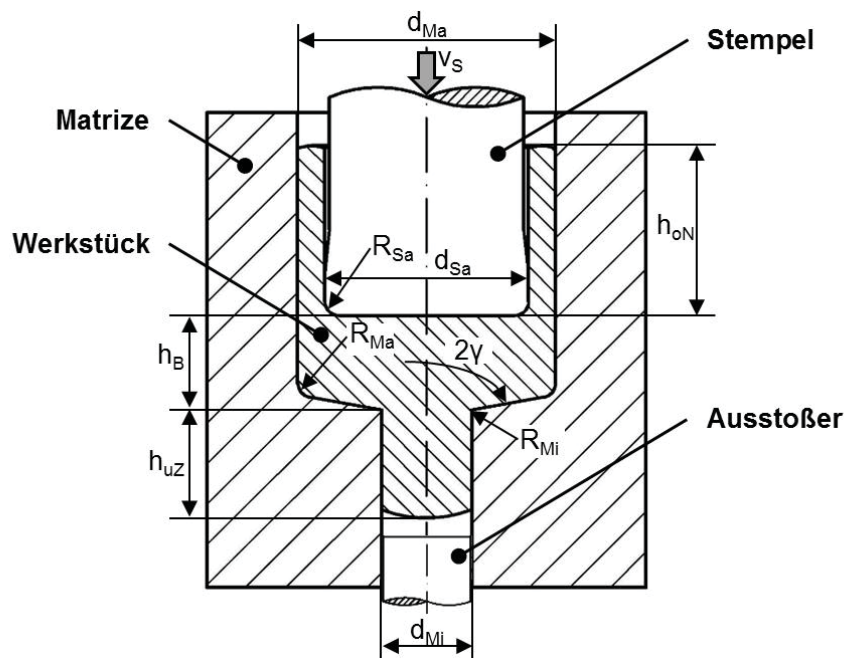


Bild 2.5: Prinzipskizze des VV-NR-FP mit einem bewegten Werkzeugelement (Stempel)

Von Adie und Alexander wurde ein Berechnungsverfahren für die Stempelkraft beim VV-NR-FP mit flachem Matrizenboden nach der Methode der oberen Schranke entwickelt [Adi67b] und durch Experimente [Adi67a] verifiziert. Sie zeigten für verschiedene Werkstoffe und Rohteilhöhen, dass mehr Werkstoff nach vorne in den Zapfen fließt, wenn entweder der Zapfendurchmesser oder der Napfendurchmesser vergrößert werden.

Watkins et al. [Wat67] untersuchten experimentell den Werkstofffluss bei verschiedenen ϵ_{VV-FP} und konstantem ϵ_{NR-FP} . Der rückwärtsfließgepresste Napf bildet sich laut diesen Untersuchungen umso weniger tief aus, desto größer ϵ_{VV-FP} ist.

Graf und Schnorrbusch nutzten experimentelle Ergebnisse zum VV-NR-FP von Stahl zur Vorherbestimmung des Werkstoffflusses [Gra73a] und zur Ableitung einer Kraftberechnungsbezie-

hung [Gra73b] für diese Verfahrenskombination. Aus ihren dazu erstellten Nomogrammen kann in Abhängigkeit von der relativen Querschnittsänderung für das VV-FP oder das NR-FP vorherbestimmt werden, wie viel Werkstoff in den Zapfen nach vorne bzw. rückwärts in den Napf fließt. In Richtung des geringeren Fließwiderstandes liegt der intensivere Werkstofffluss vor. Der Fließwiderstand wird ihren Schlussfolgerungen nach maßgeblich durch die am Werkzeug vorhandenen Reibungsflächen bestimmt. Die Autoren bestätigten die Erkenntnis von Besser und Pöhlmann [Bes65], dass bis zu einem bestimmten Verhältnis von Napfinnendurchmesser und Zapfendurchmesser der vom Stempel verdrängte Werkstoff lediglich nach vorne in den Zapfen fließt. Die Summe aus der Napftiefe und der verbleibenden Werkstückbodendicke h_B entspricht dann immer in etwa der Rohteilhöhe. Dies ist bei Verhältnissen zwischen Napfinnendurchmesser und Zapfendurchmesser kleiner Eins der Fall.

Bay et al. [Bay96] zeigten numerisch, dass höhere Reibung den Werkstofffluss in den rückwärts gepressten Napf verstärkt und einer korrekten Werkstückwerkstoffmodellierung eine entscheidende Bedeutung für die Vorhersage des Werkstoffflusses mit FEM-Simulationen zukommt. Ihre Schlussfolgerungen stützen sich auf experimentelle Untersuchungen mit einem Stahl- und einem Aluminiumwerkstoff und unterschiedlichen Schmierstoffsystemen.

Von Kuzman et al. [Kuz96] wurden der Einfluss der Werkzeuggeometrie, der Reibung bzw. Schmierung und der Werkstoffeigenschaften auf den Werkstofffluss numerisch und experimentell untersucht. Ihre numerischen Untersuchungen mit Verwendung eines kombinierten Reibungsmodells aus Reibungszahlmodell (**Gl. (21)**) und Reibfaktormodell (**Gl. (22)**) zeigen, dass die Reibung bei konstanten geometrischen Verhältnissen den Werkstofffluss stark beeinflusst. Je höher die Reibung ist, desto stärker wird der Werkstofffluss in den rückwärts gepressten Napf begünstigt. Der Werkstoffmodellparameter K_L hat keinen Einfluss auf den Werkstofffluss und ein größerer Verfestigungsexponent n_V führt zu einem geringfügig erhöhten Werkstofffluss in den rückwärts gepressten Napf (Modellierung fiktiver Werkstoffe nach Ludwik (**Gl. (10)**)). Weiterhin reagiert der Werkstofffluss auf Änderungen der relativen Querschnittsänderung für den Napf-Rückwärts-Fließpressprozess und des Matrizenöffnungswinkels. Allgemein formuliert, findet zunächst nur der Vorwärts-Fließpressprozess statt bis die Umformkraft das Niveau erreicht, das für den Rückwärts-Fließpressvorgang notwendig ist. Ihre Experimente mit verschiedenen Werkstückwerkstoffen bestätigen, dass mit der Wahl des Schmierstoffsystems und damit die Vorgabe der Reibungsbedingungen der Werkstofffluss beeinflusst werden kann.

In einer numerischen Parameterstudie zum VV-NR-FP variierten Nakamura et al. [Nak97] neben der Reibung die Rohteilhöhe, die relative Querschnittsänderung für den Napf-Rückwärts-Fließpressprozess und den Verfestigungsexponenten von fiktiven Werkstückwerkstoffen (Werkstoffmodellierung nach Ludwik (**Gl. (10)**)). Je höher das Rohteil gewählt wird, umso weniger

Werkstoff fließt in die Werkstückgeometrie nach vorne, wenngleich der Einfluss als gering zu bewerten ist. Sie kommen weiterhin zum Schluss, dass der Verfestigungsexponent im Bereich $0,1 < n_V < 0,5$ keinen signifikanten Einfluss auf den Werkstofffluss hat. Auf Basis von FEM-Simulationen mit unterschiedlich hoher Reibung wurden außerdem Nomogramme erstellt, um damit für verschiedene Schmierstoffsysteme bei der Umformung einer Aluminiumlegierung Reibfaktoren bzw. Reibungszahlen zu bestimmen.

In numerischen Untersuchungen zeigten Ham et al. [Ham06] unter Verwendung des Reibfaktormodells (Gl. (22)), dass der Werkstoff (Aluminiumlegierung AA 2024, Modellierung nach Ludwik (Gl. (10))) unter Wirkung des bewegten Stempels zu Prozessbeginn zunächst verstärkt rückwärts in den Napf fließt. Mit weiterem Stempelweg verringert sich das Längen- bzw. Volumenverhältnis jedoch stark. Der Werkstoff fließt umso leichter rückwärts, desto geringer die relative Querschnittsänderung des Napf-Fließpressprozesses ist. Eine Erhöhung der Reibung führt zu einem verstärkten Werkstofffluss in den rückwärts gepressten Napf. Der Werkstofffluss kann auch durch eine Variation der Werkzeuggeometrie beeinflusst werden, wenn auch nur in geringen Grenzen. Größere Radien R_{Sa} am Stempel oder R_{Ma} an der Matrize erleichtern den Werkstofffluss entgegen der Stempelbewegungsrichtung.

Aufgrund der Reibungssensitivität des Verhältnisses von Napftiefe und Zapfenlänge wurde die Kombination aus VV-FP und NR-FP in Zusammenhang mit durch FEM-Simulationen erzeugten Nomogrammen auch von weiteren Autoren [Fer04, Wan12b] als Test für die Ermittlung von Reibungseigenschaften von Schmierstoffsystemen vorgestellt. Bouguecha et al. [Bou12a] verdeutlichen durch einen Vergleich zwischen Reibungszahlmodell (Gl. (21)) und Reibfaktormodell (Gl. (22)), wie sehr der Werkstofffluss und somit die simulativ bestimmte Werkstückgeometrie vom angenommenen Reibungszustand abhängen können.

2.2.3 Werkstofffluss beim Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen

Beim Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen (NV-NR-FP) formen ein mit der Presse bewegter Stempel mit Durchmesser d_{Sa} und ein fest stehender Gegenstempel mit Durchmesser d_{Ga} ein zylindrisches Rohteil in einer im Allgemeinen zylindrischen Matrize zu einem doppelnapfförmigen Werkstück (Bild 2.6). Zu dieser Verfahrenskombination finden sich in der Literatur die meisten Untersuchungen. Grund hierfür ist in erster Linie die vielfache Verwendung dieser Verfahrenskombination zur Prüfung von Schmierstoffsystemen. Der Werkstofffluss wird in der vorliegenden Literatur entweder durch die Angabe der beiden Tiefen der vorwärts und rückwärts gepressten Napfgeometrie h_{oN} und h_{uN} beschrieben oder meistens aber durch das Verhältnis der beiden Napftiefen.

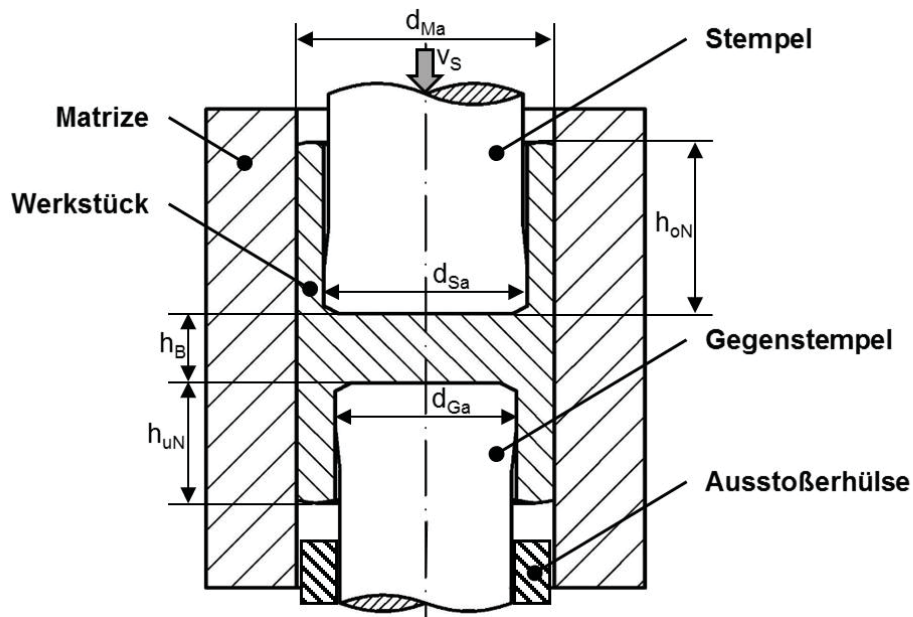


Bild 2.6: Prinzipskizze des NV-NR-FP mit einem bewegten Werkzeugelement (Stempel)

Es liegen zum NV-NR-FP sowohl analytische als auch numerische und experimentelle Betrachtungen und Untersuchungen zur Bestimmung der Abhängigkeit des Werkstoffflusses von verschiedenen geometrischen Einflussgrößen sowie von unterschiedlichen Prozessparametern vor. Bei den geometrischen Einflussgrößen handelt es sich um die

- relativen Querschnittsänderungen [Gei76, Bus92, Gho93, Tan98, Ok05, Sch07, Sch06, Sch07], die
- Stempel- und Gegenstempelkontur [Gei76, Sch06, Sch07] und die
- Rohteildimensionen [Gei76, Bus92, Sch06, Sch07].

Bei den Untersuchungen, ob und inwiefern sie den Werkstofffluss beeinflussen, wurden bis dato die Prozessparameter

- Werkstückwerkstoff [Gei76, Gho93, Tan98, Sch06, Sch07, Zha08],
- vorherrschende Reibungsbedingungen [Gei76, Bus92, Gho93, Are96, Tan98, Kim04, Coc06, Sch06, Gar07, Sch07, Mle08, Are09, Lie09, Mle10, Mle11, And12] und
- Pressenkinematik [Gei76]

betrachtet.

In seinen umfangreichen experimentellen Untersuchungen zum kombinierten Napf-Fließpressen variierte Geiger [Gei76] bei einem noch vertretbaren Versuchsumfang die bedeutendsten Einflussgrößen auf den Kraftbedarf der Einzelvorgänge NV-FP und NR-FP und damit auch auf die Verteilung des Werkstoffflusses in den vorwärts und rückwärts gepressten Napf. Er leitet den vermuteten Einfluss verschiedener Größen aus dem Schrifttum ab bzw. aus seinen analytischen Betrachtungen des kombinierten Fließpressprozesses mittels eines optimierten Berechnungsver-

fahren nach der Methode der oberen Schranke. Durch Finden des globalen Minimums seiner für den Energiebedarf dieser Verfahrenskombination bestimmten Funktion berechnet er nicht nur den Kraft-Weg-Verlauf im Voraus, sondern auch den Werkstofffluss. Bei gleichen relativen Querschnittsänderungen $\varepsilon_{A, NV-FP}$ und $\varepsilon_{A, NR-FP}$ bildet sich, wie ihm auch durch die ihm vorgelegene Literatur [Pug65, Sag67, Wat67, Gra73b] bekannt war, der tiefere Napf entgegen der Stempelbewegungsrichtung aus. Dies liegt an unterschiedlichen Reibungskräften in den Bereichen zwischen Matrize und vorwärts und rückwärts gepresstem Napf aufgrund der unterschiedlichen Relativgeschwindigkeiten in Zusammenwirken mit den dort auftretenden Reibschubspannungen. Der Werkstofffluss reagiert in den Experimenten bedeutend auf Änderungen in den Reibungsbedingungen und es lassen sich durch Verwendung verschiedener Schmierstoffsysteme Werkstücke mit unterschiedlichen Napftiefenverhältnissen herstellen. Die Unterschiede in den Napftiefen entstehen zu Prozessbeginn bei anfänglich noch großen Bodendicken und damit großen Reibungskräften zwischen Werkstück und Matrize im Bereich zwischen Stempel und Gegenstempel. Ab einem bestimmten Wert des Stempelwegs und kleiner werdenden Reibungskräften in diesem Bereich ist der Zuwachs der beiden Napftiefen mit zunehmendem Umformweg nahezu gleich. Seiner Meinung nach sind die Reibungskräfte zwischen den Napfwänden und der Matrize vernachlässigbar klein, da diese Werkstückbereiche nur einen geringen Innendruck auf die Matrize ausüben.

Die relativen Querschnittsänderungen $\varepsilon_{A, NV-FP}$ und $\varepsilon_{A, NR-FP}$ stellen beim NV-NR-FP die größten Einflussfaktoren auf Kraftbedarf und Werkstofffluss dar, wie von Geiger [Gei76] weiterhin festgestellt wurde. Er bestätigt damit auch die Erkenntnisse aus der von ihm angegebenen Literatur [Pug65, Wat67, Gra73b], dass bei Verwendung von unterschiedlichen Durchmessern für Stempel und Gegenstempel die Umformung bevorzugt bei dem Verfahrensteil stattfindet, der die geringere Umformkraft benötigt. Dies ist der Napfvorgang mit der kleineren relativen Querschnittsänderung. Ein Einfluss des Rohteildurchmessers konnte von Geiger nicht festgestellt werden. Es besteht jedoch ein Zusammenhang zwischen Rohteilhöhe und Napftiefenverhältnis, das umso geringer ist, desto niedriger das Rohteil ist. Für größere Verhältnisse als $h_0 / d_0 \approx 1$ findet zu Prozessbeginn lediglich der Napf-Rückwärts-Fließpressvorgang statt, da die zunächst noch zu hohen Reibungskräfte zwischen Werkstück und Matrize den Napf-Vorwärts-Fließpressvorgang anfangs unterbinden. Erst ab einer geringeren Bodendicke und niedrigeren Reibungskräften findet der kombinierte Fließpressvorgang als der dann energetisch günstigere statt.

Im Diagramm in **Bild 2.7 a)** ist die Abhängigkeit der größten Umformkraft beim kombinierten Napffließpressen von der relativen Querschnittsänderung des vorwärtsfließgepressten Napfes dargestellt (Werkstoff Ma8, $d_0 = 28$ mm, $h_0 = 28$ mm, Schmierung mit Zinkphosphat und

Bonderlube 234). Die relative Querschnittsänderung des rückwärtsfließgepressten Napfes tritt dabei als Parameter auf. Die entsprechenden für die Grundverfahren benötigten Kräfte sind als Grenzfälle ebenfalls ins Diagramm eingetragen. In **Bild 2.7 a)** verhält es sich genau umgekehrt: die relative Querschnittsänderung des rückwärtsfließgepressten Napfes tritt als Variable und die relative Querschnittsänderung des vorwärtsfließgepressten Napfes als Parameter auf. Aus den Diagrammen leitete Geiger [Gei76] die allgemeingültigen Erkenntnisse ab, dass die Presskraft eines kombinierten Napffließpressvorgangs immer geringer ist als bei den entsprechenden Grundverfahren. Die Presskraft ist geringer oder gleich der Presskraft des Grundverfahrens, das als Einzelvorgang die niedrigere Presskraft erfordert.

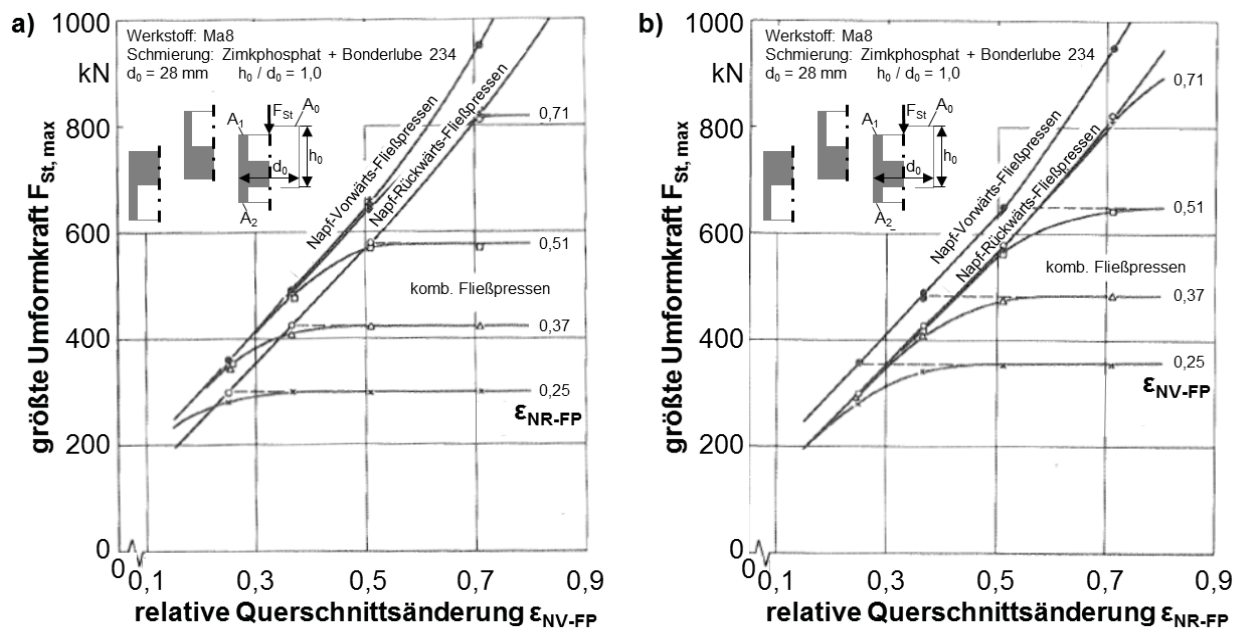


Bild 2.7: Größte Umformkraft beim kombinierten Napffließpressen in Abhängigkeit von der relativen Querschnittsänderung der beiden Näfte im Vergleich mit der maximalen Presskraft beim Napf-Vorwärts- und Napf-Rückwärts-Fließpressen nach [Gei76]

Durch Versuche mit verschiedenen Werkstoffen stellte Geiger [Gei76] außerdem fest, dass trotz einer unterschiedlichen Verfestigung und verschieden hoher Fließspannung der Werkstofffluss qualitativ ähnlich ist und damit nicht vom Werkstückwerkstoff beeinflusst wird. Dagegen führt er ein mit steigender Stößelgeschwindigkeit größer werdendes Napftiefenverhältnis auf die Geschwindigkeitsabhängigkeit der Reibungsverhältnisse zurück. Der Werkstofffluss wird auch durch die Wahl der Stempelform beeinflusst. Bei gleichen Napfstempeldurchmessern und gleicher Wirkseitenform hängt der Werkstofffluss von den durch die Stempelform bedingten Reibungskräften ab. Bei Verwendung von Napfstempeln mit unterschiedlichen Wirkseiten rührt der Einfluss auf den Werkstofffluss nicht mehr von den unterschiedlichen Reibungskräften her, sondern von den durch die unterschiedlichen Stempelwirkseiten hervorgerufenen unterschiedlichen Umformkräften. Je größer der Unterschied in den Umformkräften ist, desto größer ist auch die Auswirkung auf den Werkstofffluss. Weiterhin erwähnt er, dass weitere Möglichkeiten zur Steu-

erung des Werkstoffflusses, die sich auch gut praktisch anwenden lassen, in der Gestaltung von Fließbundhöhe und -radius liegen. Der Einfluss ist am größten, wenn für eine Paarung aus Stempel und Gegenstempel stark unterschiedliche Werte von Fließbundhöhe oder -radius verwendet werden. Bei einem kürzerem Fließbund oder einem größerem Fließbundradius am Stempel als am Gegenstempel wird der Werkstofffluss in den rückwärts gepressten Napf verstärkt. Umgekehrt wird der Werkstofffluss in den vorwärts gepressten Napf mit längerem Fließbund oder kleinerem Fließbundradius am Stempel als am Gegenstempel verstärkt.

Auf der Basis der von ihm erzielten Ergebnisse wurde von Geiger [Gei76] ein Nomogramm erstellt, mit dem die Napftiefen eines durch NV-NR-FP hergestellten Werkstücks im Voraus bestimmt werden können. Voraussetzung ist, dass die tatsächlichen vorherrschenden Reibungsbedingungen bekannt sind. Andererseits bietet sich das Verfahren auch zur Prüfung von Schmierstoffsystemen an, da der Werkstofffluss sensitiv auf Änderungen in den Reibungsbedingungen reagiert. Reibfaktoren können dann, ähnlich wie es aus dem Ringstauchversuch [Mal64, Bur66, Bur67, Dan88] bekannt ist, durch den Abgleich von experimentell ermittelten Napftiefenverhältnissen mit einem zuvor analytisch bestimmten Nomogramm ermittelt werden.

Von Buschhausen et al. [Bus92] wurde der Ansatz weiterverfolgt, die Verfahrenskombination aus NV-FP und NR-FP mit jeweils gleicher relativer Querschnittsänderung $\epsilon_{A, NV-FP}$ und $\epsilon_{A, NR-FP}$ zur Prüfung von Schmierstoffsystemen zum Kaltfließpressen unter industriellen Fertigungsbedingungen zu verwenden. Zur Erstellung der Nomogramme zum Vergleich mit experimentell ermittelten Napftiefenverhältnissen schlagen sie jedoch die damals nun vorhandene computergestützte FEM-Simulation vor. Der Effekt, dass sich die Reibungsbedingungen zu Prozessende durch ein Ausdünnen der Schmierstoffschicht verändern, könne vernachlässigt werden, wenn Prozesse mit nicht allzu langem Umformweg des Stempels betrachtet werden. Durch numerische Untersuchungen bestimmten die Autoren die relative Querschnittsänderung, bei der sich Änderungen in den tribologischen Bedingungen am stärksten auf den Werkstofffluss auswirken. Je geringer demnach $\epsilon_{A, NV-FP}$ und $\epsilon_{A, NR-FP}$ sind, desto stärker stellt sich die Beeinflussung der Napftiefen aufgrund unterschiedlicher Reibungsbedingungen ein. Zu berücksichtigen ist jedoch, dass zu kleine Stempeldurchmesser eine zu große Knickgefahr aufweisen. Als maximales Verhältnis zwischen Rohteilhöhe und -durchmesser empfehlen sie $h_0 / d_0 = 1,5$. Weiterhin vergleichen sie ihre numerischen Berechnungen der Napftiefen mit den experimentellen Ergebnissen von Geiger [Gei76], indem sie die Prozessbedingungen in seinen Experimenten auf ihr Simulationsmodell übertragen. Dies führte jedoch zur Ermittlung von unterschiedlichen Reibfaktoren bei Versuchen mit dem gleichen Werkstoff und gleicher Rohteilschmierung bei unterschiedlichen relativen Querschnittsänderungen.

Es folgten weitere numerische Untersuchungen von Ghobrial et al. [Gho93], inwiefern die Werkstoffverfestigung und die relative Querschnittsänderung die Sensitivität des NV-NR-FP gegenüber Änderungen in den Reibungsbedingungen beeinflussen. Sie führten auch die für die Verwendung des Verfahrens zur Prüfung von Schmierstoffsystemen heute weit verbreitete Bezeichnung „Double Cup Extrusion Test“ (DCET) ein. Sie stellten im Gegensatz zu Geiger [Gei76] fest, dass die Verfestigung einen großen Einfluss auf das Fließverhalten des Werkstoffs hat. Wie Buschhausen et al. [Bus92] kommen sie zum Schluss, dass je kleiner die relativen Querschnittsänderungen sind, der DCET umso sensitiver auf Reibungsänderungen reagiert. Mit kleinen relativen Querschnittsänderungen sinkt jedoch auch die Flächenpressung auf die Matri-zenwand und der Test würde somit nicht mehr die üblichen Gegebenheiten der Kaltmassivum-formung wiedergeben. Vorteilhaft sei es daher, wenn $\epsilon_{A, NV-FP}$ und $\epsilon_{A, NR-FP}$ einen möglichst gro-ßen Wert annehmen. Sie empfehlen einen Kompromiss zwischen diesen beiden konträren Forde-rungen und Stempeldurchmesser, die zu $\epsilon_{A, NV-FP} = \epsilon_{A, NR-FP} \approx 0,55$ führen. In eigenen experimen-tellen Untersuchungen mit EN AW 1050A als Werkstückwerkstoff und mit verschiedenen Schmierstoffsystemen stellten sie fest, dass es richtig sei, konstante Reibungsbedingungen wäh-rend des gesamten Umformprozesses anzunehmen, insofern die relativen Querschnittsänderun-gen gering sind (für $\epsilon_{A, NV-FP} = \epsilon_{A, NR-FP} = 0,36$ bzw. $\epsilon_{A, NV-FP} = \epsilon_{A, NR-FP} = 0,49$). Für $\epsilon_{A, NV-FP} = \epsilon_{A, NR-FP} = 0,64$ wurde jedoch beobachtet, dass die bestimmten Reibfaktoren größer sind als in den Versuchen mit geringeren relativen Querschnittsänderungen. Dies könne zum einen an einer Verschlechterung der Schmierwirkung der verwendeten Schmierstoffsysteme mit größer werdenden Flächenpressungen und Oberflächenvergrößerungen liegen oder zum anderen an einem Einfluss der Kontaktnormalspannung auf die Scherfestigkeit der Schmierstoffe. Für eine Beschichtung der Rohteile mit Zink-Stearat wurde weiterhin festgestellt, dass bei $\epsilon_{A, NV-FP} = \epsilon_{A, NR-FP} = 0,64$ im Gegensatz zu kleineren relativen Querschnittsänderungen der mitt-lere Reibfaktor mit zunehmenden Umformweg steigt. Die Autoren führen dies auf ein mögliches Ausdünnen der Schmierschicht mit zunehmendem Umformweg zurück.

In experimentellen und numerischen Untersuchungen zeigten Arentoft et al. [Are96], dass neben der Reibung auch der Verfestigungsexponent des Werkstückwerkstoffs entscheidend den Werk-stofffluss bestimmt. Sie verwendeten in den Experimenten mit verschiedenen Schmierstoffsys-temen beschichtete Rohteile aus der Aluminiumlegierung AA 6082 in unterschiedlichen Materi-alzuständen.

Tan et al. [Tan98] modellierten in ihren numerischen Untersuchungen zum DCET die Reib-schubspannungen als jeweils konstant, unabhängig von der Höhe der Fließspannung, wie sonst vom Reibfaktormodell ($m = \text{konstant}$) bekannt. Sie gelangen zur Erkenntnis, dass sie damit gera-de bei größeren Umformwegen eine bessere Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen

erhalten als andere Autoren [Gho93, For94, Bar95, Are96], die das Reibfaktormodell (**Gl. (22)**) verwenden. Durch diese Art der Reibungsmodellierung ist es möglich, Effekte der Werkstoffverfestigung und von unterschiedlichen Reibschubspannungen in Simulationsrechnungen getrennt voneinander betrachten zu können. Demnach und nach den Ergebnissen ihrer Experimente mit der auf verschiedene Weise wärmebehandelten Aluminiumlegierung AA 6082 als Werkstückwerkstoff haben sowohl die Materialeigenschaften als auch die Eigenschaften der verwendeten Schmierstoffsysteme sowie die relativen Querschnittsänderungen einen Einfluss auf den Werkstofffluss. Die Reibschubspannungen hängen nicht nur von der Höhe der Kontaktnormalspannungen und der Schmierung ab, sondern auch von der Verfestigung und der relativen Querschnittsänderung.

Ok et al. [Ok05] führten ausschließlich numerische Untersuchungen zum kombinierten Napf-Fließpressen durch (Werkstoffmodellierung für AA 2024 nach Ludwik (**Gl. (10)**), Verwendung des Reibfaktormodells (**Gl. (22)**)). Sie bestätigen damit, dass die relativen Querschnittsänderungen den Werkstofffluss in der aus der weiteren Literatur bekannten Weise beeinflussen.

Schrader et al. [Sch06, Sch07] stellten die Tauglichkeit des DCET zur Schmierstoffsystemprüfung in seiner bis dahin durchgeführten Form kritisch in Frage, da die Flächenpressungen und die Oberflächenvergrößerungen nicht vergleichbar sind mit den realen Gegebenheiten in der Kaltmassivumformung. Sie verweisen auf Ergebnisse von Vigsø et al. [Vig94], nach denen die Kontaktnormalspannungen zwischen Matrize und Werkstück gering genug sind, um Reibung nach Coulomb (**Gl. (21)**) annehmen zu können. Sie setzten sich daher zum Ziel, in numerischen Untersuchungen diejenigen Faktoren zu bestimmen, die den Werkstofffluss und die Kontaktnormalspannungen beeinflussen, um Empfehlungen für eine bessere Auslegung des DCET geben zu können. Zum Vergleich ihrer Simulationsergebnisse zogen sie eigene experimentelle Arbeiten (Stahl) und Ergebnisse aus der Literatur (Aluminium) [Tan98] heran. Auch sie führten wie Buschhausen et al. [Bus92] und Tan et al. [Tan98] simulativ den Nachweis, dass die Werkstoffverfestigung bei Modellierung der Fließspannung nach Ludwik (**Gl. (10)**) einen großen Einfluss auf den Werkstofffluss hat. Dahingegen keinen Einfluss hat der Werkstoffmodellparameter K_L . Bei Untersuchung des Einflusses der Rohteilhöhe bzw. der relativen Querschnittsänderungen auf den Werkstofffluss kommen sie zu den gleichen Erkenntnissen wie sie bereits aus früher durchgeführten Arbeiten anderer Autoren bekannt sind. Je größer die Rohteilhöhe oder je geringer die relativen Querschnittsänderungen sind, desto größer ist auch das Napftiefenverhältnis. Dagegen zeigt eine gleichzeitige Vergrößerung der Fließbundlängen von Stempel und Gegenstempel in den Simulationsrechnungen keinen Einfluss auf den Werkstofffluss. Solange die Reibungsbedingungen am Stempel denen am Gegenstempel identisch sind, hängt der Werkstofffluss allein von der Reibung zwischen Werkstück und Matrize ab. Durch unterschiedliche Schmierung bzw. Rei-

bedingungen an Stempel und Gegenstempel kann der Werkstofffluss dagegen in großen Grenzen beeinflusst werden.

Auch Zhang et al. [Zha08] zeigten numerisch die Abhängigkeit des Fließverhaltens von der Werkstoffverfestigung anhand fiktiver Stahlwerkstoffe mit unterschiedlichen Verfestigungsexponenten. Sie weisen ausdrücklich darauf hin, dass der Fließkurvenbestimmung und der Genauigkeit der Modellierung des Fließverhaltens im Simulationsmodell große Bedeutung zukommt.

Der DCET wurde letztendlich vielfach zum qualitativen Vergleich von Schmierstoffsystem und zur Ermittlung von Reibungskennzahlen mithilfe von mit FEM-Simulationen erstellten Nomogrammen verwendet. Auf der anderen Seite wurde damit umfassend der große Einfluss der Reibungsbedingungen auf den Werkstofffluss nachgewiesen. Der Test fand beispielsweise Anwendung in der Prüfung von Schmierstoffsystemen beim Aluminiumfließpressen [Nak98], in der Prüfung neuer Schmierstoffe für die phosphatfreie Kaltmassivumformung [Kim04, Gar07] und zur Prüfung von Polymerschmiermitteln [Coc06]. Er wurde außerdem bei der Prüfung neu entwickelter Schmierstoffträgerschichten [Are09], bei der Prüfung von Schmierstoffsystemen mit und ohne Phosphatschicht für den Einsatz beim Fließpressen im Temperaturbereich von 250 °C bis 500 °C [Mle08, Lie09] und zur Prüfung der Temperaturbeständigkeit verschiedener Phosphatschichten in demselben Temperaturbereich [Mle10, Mle11] eingesetzt. Von Andreas et al. [And12] wurde der DCET zur Analyse des Einflusses der Prozesskette aus Hartbearbeitung und Polieren bei der Herstellung von Hartmetallmatrizen auf die tribologischen Prozessbedingungen herangezogen.

2.2.4 Werkstofffluss beim Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen

Beim Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen (VR-NR-FP) wird durch Verwendung eines Hohlstempels mit Außendurchmesser d_{sa} und Innendurchmesser d_{si} aus einem zylindrischen Rohteil ein napfförmiges Werkstück mit einem zentralen Zapfen geformt (**Bild 2.8**). Der Werkstofffluss wird in der Literatur durch die Angabe der sich ausbildenden Zapfenlänge h_{oZ} und der sich ausbildenden Napftiefe h_{oN} beschrieben. Der Einfluss auf den Werkstofffluss durch die tribologischen Bedingungen wurde bisher numerisch und experimentell [Kač11, Kan11, Pla11, Pla12] sowie der Einfluss durch das Werkstückmaterial numerisch [Kač11, Kan11, Pla11] untersucht.

In numerischen Untersuchungen wurde von Placak et al. [Pla11, Pla12] und Kačmarčík et al. [Kač11] festgestellt, dass der Werkstofffluss entscheidend von der Höhe der vorherrschenden Reibung abhängt. Laut ihren Ergebnissen mit einer nicht näher bezeichneten Aluminiumlegierung (Werkstoffmodellierung nach Ludwik (**Gl. (10)**)) führt bei Verwendung des Reibungszahlmodells (**Gl. (21)**) eine Erhöhung der Reibung zu einem verstärkten Werkstofffluss in den Zap-

fen in der Werkstückmitte. Durch Vergleich von experimentellen Untersuchungen mit mittels FEM-Simulationen mit unterschiedlichen Reibungseinstellungen gewonnenen Nomogrammen könnte dem Vorschlag der Autoren nach auch diese Verfahrenskombination als Reibungstest verwendet werden, um Schmierstoffsystemen quantitative Reibungskennzahlen zuordnen zu können. Eine hohe Eignung dazu bestünde aufgrund der hohen Reibungssensitivität und der durch den Prozess erzeugten großen plastischen Formänderungen. Die Autoren erwähnen auch, dass sich in nicht näher beschriebenen numerischen Untersuchungen zeigte, dass das Werkstückmaterial und auch die Genauigkeit der Werkstoffmodellierung einen großen Einfluss auf den Werkstofffluss besitzen.

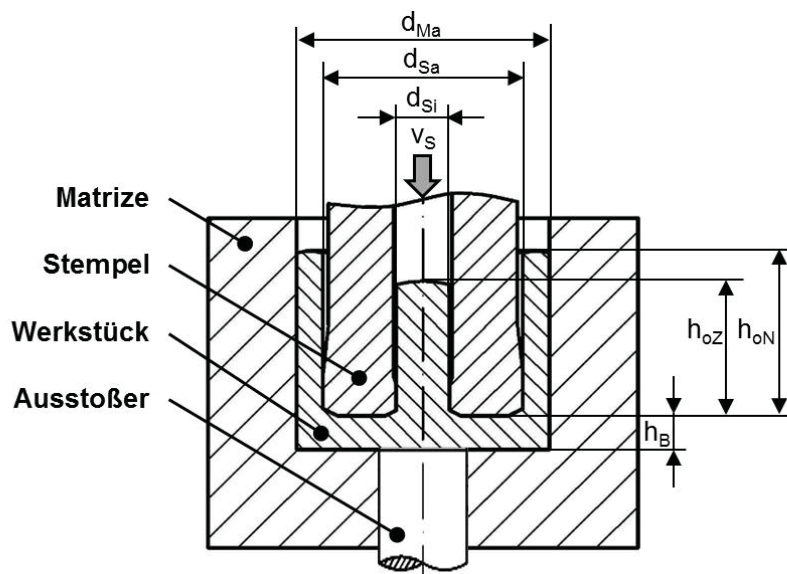


Bild 2.8: Prinzipskizze des VR-NR-FP mit einem bewegten Werkzeugelement (Stempel)

Die Kombination aus VR-FP und NR-FP wurde auch von Kang et al. [Kan11] als Reibungstest vorgeschlagen und mit „Boss and rib test“ bezeichnet. Sie erstellten ebenfalls simulativ Nomogramme zum Vergleich des Werkstoffflusses mit experimentellen Untersuchungen mit der Aluminiumlegierung EN AW 6061, jedoch unter Verwendung des Reibfaktormodells (Gl. (22)). Sowohl simulativ als auch experimentell wurde nachgewiesen, dass eine Erhöhung der Reibung zu einem verstärkten Werkstofffluss in den Zapfen führt. Weiterhin untersuchten sie den Einfluss der Werkstoffverfestigung auf den Werkstofffluss. Für verschiedene Simulationsrechnungen wurden dazu fiktive Werkstoffe nach dem Modell von Ludwik (Gl. (10)) mit unterschiedlichen Verfestigungsexponenten n_v aber jeweils gleichem Werkstoffmodellparameter K_L modelliert. Je geringer der Verfestigungsexponent gewählt wird, desto stärker ausgeprägt zeigt sich der Werkstofffluss in den Zapfen.

2.3 Kombiniertes Fließpressen mit mehreren beweglichen Werkzeugelementen

Wie im vorangegangenen Abschnitt beschrieben wurde, stellt sich der freie Werkstofffluss bei kombinierten Fließpressverfahren in Abhängigkeit verschiedenster Einflussgrößen ein. Im Allgemeinen erreichen ein Teil der fließgepressten Werkstückbereiche die gewünschte Geometrie früher als andere Bereiche, so dass eine gezielte Einstellung einer Werkstückendgeometrie bei kombinierten Fließpressprozessen mit nur einem bewegten Werkzeugelement nahezu unmöglich ist [Osa97]. Nach Art der Ausführung erfolgt nach Hu und Feng [Hu10] eine prinzipielle Einteilung in Massivumformwerkzeuge mit fest stehender Matrize, beweglicher Matrize (federnd gelagerter Matrize), aktiv bewegter Matrize oder oszillierender Matrize (**Bild 2.9**).

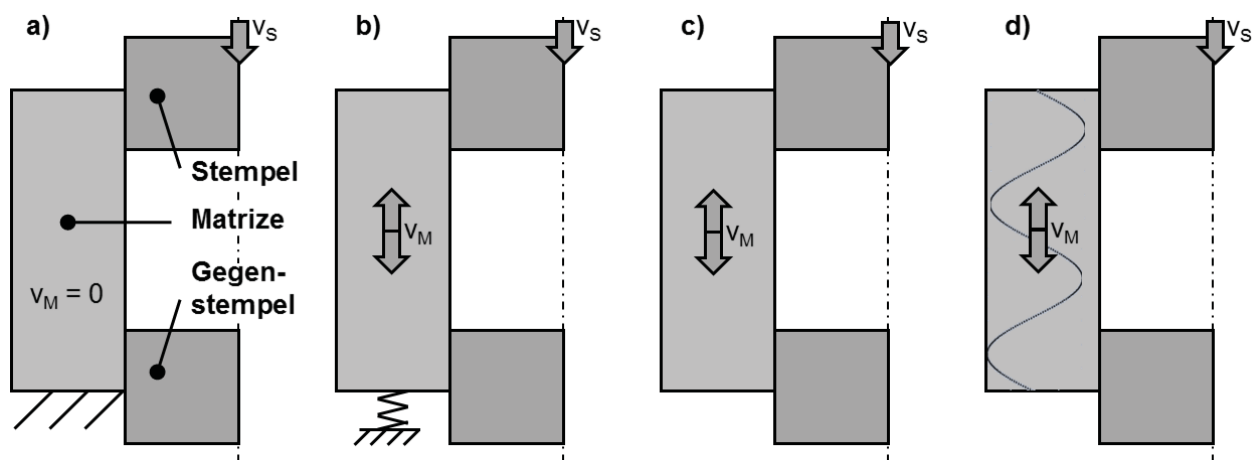


Bild 2.9: Einteilung von Umformwerkzeugen nach der Art der Matrizenbewegung in Prozesse mit **a)** fest stehender Matrize, **b)** beweglicher Matrize (federnd gelagerter Matrize), **c)** aktiv bewegter Matrize und **d)** oszillierender Matrize nach [Hu10]

Die drei letztgenannten Prinzipien stellen durch die zusätzliche Matrizenbewegung eine Möglichkeit zur Steuerung des Werkstoffflusses in kombinierten Fließpressprozessen dar. Allgemeiner formuliert, liegt ein wiederholt vorgeschlagener Ansatz zur gezielten Steuerung des Werkstoffflusses bei kombinierten Fließpressverfahren in der Bewegung weiterer Werkzeugelemente zusätzlich zum bewegten Stempel. Dabei kann prinzipiell nach zusätzlichen beweglichen Werkzeugelementen mit Reibungskraftübertragung oder jenen mit Normalkraftübertragung unterschieden werden.

2.3.1 Kombiniertes Fließpressen mit zusätzlichen beweglichen Werkzeugelementen mit Reibungskraftübertragung

Für eine Übertragung von Reibungskräften auf das Werkstück eignen sich Werkzeugelemente mit Kontaktflächen zum Werkstück, die parallel zur Stempelkrafttrichtung orientiert sind. Es liegen Untersuchungsergebnisse zu Umformprozessen mit beweglicher Matrize und aktiv bewegter Matrize vor.

Wie in **Abschnitt 2.2.3** beschrieben wurde, hängt der Werkstofffluss beim NV-NR-FP entscheidend von der Höhe der Reibung in der Matrize ab, vor allem, wenn die relativen Querschnittsänderungen $\varepsilon_{A, NV-FP}$ und $\varepsilon_{A, NR-FP}$ in etwa den gleichen Betrag aufweisen. Die Reibungsverhältnisse und damit der Werkstofffluss können jedoch ebenso beeinflusst werden, indem die Matrize schwimmend gelagert ist und in Stempelbewegungsrichtung axial verschiebbar ist und somit während der Umformung eine Bewegung ausführen kann [Kud60, Gei76]. Gleiches gilt auch für das VV-VR-FP, wie von Kudo [Kud60] angemerkt wurde.

In **Bild 2.10 a)** ist der Aufbau des Versuchswerkzeuges mit schwimmender Matrize von Geiger [Gei76] in einer Schnittzeichnung dargestellt. Die Matrize ist auf den Kolben eines Druckluftzylinders montiert. Der Druck im Zylinder kann über ein Druckminderventil so eingestellt werden, dass die Matrize vom Luftpolster gerade in ihrer oberen Endlage getragen wird. Mit dem Werkzeug wurden mit verschiedenen Stempelpaarungen Versuche mit einem Stahlwerkstoff und mit einer Aluminiumlegierung durchgeführt. Sinnvoll erscheint die Verwendung einer schwimmenden Matrize demnach nur dann, wenn $\varepsilon_{A, NV-FP} \approx \varepsilon_{A, NR-FP}$ ist und auch die erzeugten Näpfe ähnlich tief sein sollen. Eine gezielte Einstellung anderer Napftiefenverhältnisse als $h_{oN} / h_{uN} \approx 1$ war mit diesem Werkzeugaufbau nicht möglich. Durch die Verringerung der Reibung reduzierte sich in den Versuchen mit schwimmender Matrize die Stempelkraft um 5 % im Vergleich zu Versuchen mit fest stehender Matrize.

Wie in modellhaften Experimenten mit Plastilin als Werkstückwerkstoff sowie damit einhergehenden numerischen Untersuchungen von Osakada et al. [Osa97] gezeigt wurde, kann der Werkstofffluss in die beiden Fließrichtungen beim NV-NR-FP über das Verhältnis aus Matrizen- und Stempelgeschwindigkeit v_M / v_S innerhalb gewisser Grenzen gezielt eingestellt werden. Für die Untersuchungen verwendeten sie eine Modellpresse mit zwei unabhängig voneinander steuerbaren Werkzeugachsen und einen Versuchsaufbau gemäß **Bild 2.10 b)** ($v_S = 1 \text{ mm/s}$, $0 \text{ mm/s} < v_M < 2 \text{ mm/s}$, $F_{S, \max} \approx 350 \text{ N}$). Zur Quantifizierung des Werkstoffflusses wählten sie die mittlere Fließgeschwindigkeit des Werkstoffs in den vorwärts gepressten Napf bezogen auf die Stempelgeschwindigkeit. Wie im Fall einer fest stehenden Matrize erhöht sich die Werkstoffflussgeschwindigkeit in den vorwärts gepressten Napf unabhängig vom Verhältnis v_M / v_S

bei einer Vergrößerung des Verhältnisses $\varepsilon_{A, NR-FP} / \varepsilon_{A, NV-FP}$ der relativen Querschnittsänderungen. Bei Bewegung der Matrize in Stempelbewegungsrichtung mit höheren Geschwindigkeiten fließt der Werkstoff schneller in die vorwärts gepresste Napfgeometrie als bei niedrigen Matrizingeschwindigkeiten. In verschiedenen von ihnen durchgeführten Experimenten und Simulationen scheint jedoch ab einem bestimmten Grenzwert von v_M / v_S (abhängig vom Verhältnis der relativen Querschnittsänderungen $\varepsilon_{A, NR-FP} / \varepsilon_{A, NV-FP}$) eine weitere Erhöhung der Matrizingeschwindigkeit zu keiner weiteren Erhöhung der Werkstoffflussgeschwindigkeit in den vorwärts gepressten Napf zu führen. Bei kleinen Matrizingeschwindigkeiten mit $v_M / v_S < 0,5$ konnte im Gegensatz zu höheren Matrizingeschwindigkeiten kein Einfluss der Höhe der Reibung auf den Werkstofffluss festgestellt werden. Höhere Reibung führt bei $v_M / v_S > 0,5$ zu einer erhöhten Werkstoffflussgeschwindigkeit in den vorwärts gepressten Napf.

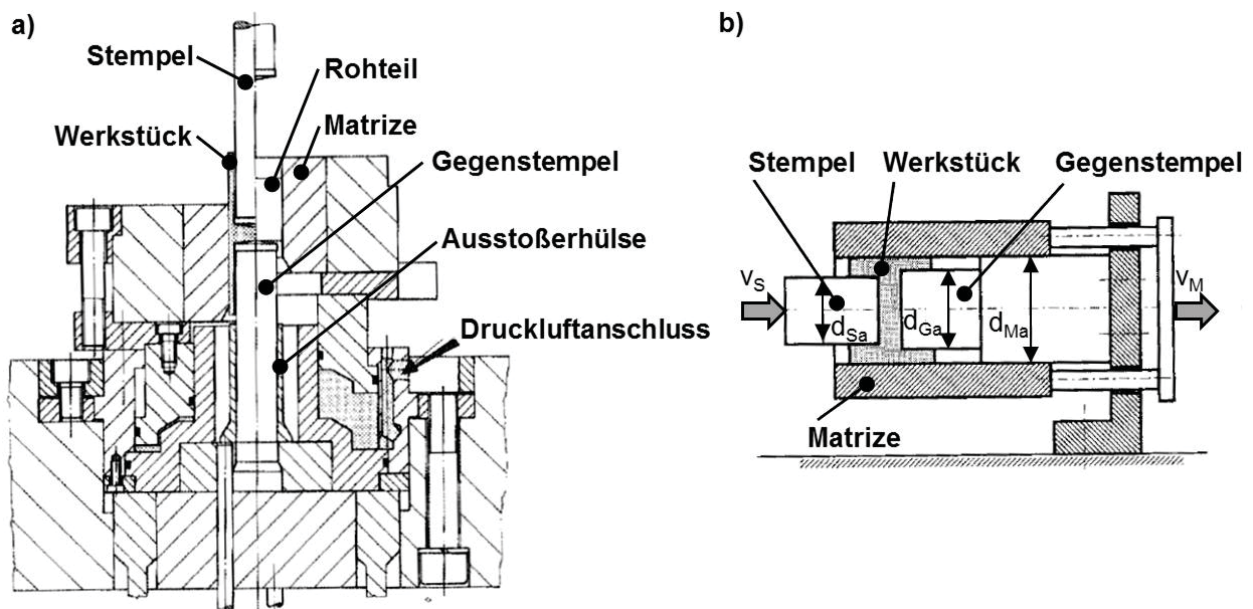


Bild 2.10: Versuchsaufbau für das kombinierte Napf-Fließpressen mit a) beweglicher Matrize nach [Gei76] und b) aktiv bewegter Matrize nach [Osa97]

Lee et al. [Lee03] bestätigten in numerischen Untersuchungen, dass beim NV-NR-FP bei einer Erhöhung des Geschwindigkeitsverhältnisses v_M / v_S der Werkstofffluss in die vorwärts gepresste Napfgeometrie zunimmt. Bei der Fertigung eines Kolbenbolzens aus einer Stahllegierung könnte demnach der Werkstofffluss durch die Wahl eines optimalen Verhältnisses von v_M / v_S gezielt eingestellt und ein Werkstück mit in beiden Fließrichtungen gleich tiefen Näpfen hergestellt werden. Durch Anwendung des kombinierten Fließpressprozesses mit bewegter Matrize anstelle eines mehrstufigen Umformprozesses könnten ansonsten auftretende Fließfehler in Form von Überlappungen erfolgreich vermieden werden.

2.3.2 Kombiniertes Fließpressen mit zusätzlichen beweglichen Werkzeugelementen mit Normalkraftübertragung

Für eine Übertragung von Normalkräften auf das Werkstück eignen sich Werkzeugelemente mit Kontaktflächen zum Werkstück, die orthogonal zur Stempelkrafttrichtung orientiert sind. In der Literatur finden sich Untersuchungen zu Umformprozessen mit zusätzlichen, federnd gelagerten Werkzeugelementen oder zusätzlichen aktiv bewegten Werkzeugelementen.

Eine Möglichkeit, in Bezug auf eine horizontale Teilungsebene, symmetrische kinematische Verhältnisse beim kombinierten Napf-Fließpressen einzustellen, liegt in der gleichzeitigen, jedoch betragsmäßig gegenläufigen Bewegung von zwei Stempeln mit derselben Geometrie, so dass es sich um einen beidseitigen Napf-Rückwärts-Fließpressvorgang handelt [Joh62a, Joh62b, Gei76]. Durch eine unabhängig voneinander gesteuerte Bewegung der bewegten Werkzeugelemente kann auch der Werkstofffluss bei einer solchen Verfahrenskombination zur Erreichung einer gewünschten Werkstückgeometrie gezielt gesteuert werden. Von Yoshimura und Tanaka [Yos00] wurde dies beispielweise mit Hilfe einer speziell für die Untersuchung von Massivumformprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen konstruierten, dreifachwirkenden hydraulischen Presse (**Bild 2.11**) realisiert. Mit der Presse können Maximalkräfte von 80 kN des Hauptantriebes (500 mm Hub) und 40 kN der beiden Nebenantriebe (jeweils 200 mm Hub) aufgebracht werden. Die maximale Arbeitsgeschwindigkeit aller Achsen beträgt jeweils in etwa 20 mm/s. Konkrete Untersuchungsergebnisse zum beidseitigen NR-FP mit dieser Maschine liegen allerdings nicht vor.

Auch bei einer Kombination aus zwei Voll-Rückwärts-Fließpressprozessen können symmetrische Werkstücke durch eine gleichzeitige und gleichgroße gegenläufige Bewegung von zwei Stempeln mit derselben Geometrie hergestellt werden [Joh62a, Guo00].

Von Adie und Alexander [Adi67a] wurde vorgeschlagen, den Werkstofffluss beim Hohl-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen (HV-NR-FP) gezielt einzustellen, indem der Werkstofffluss entweder entgegen oder in Stempelbewegungsrichtung durch Aufbringen einer Gegenkraft gebremst wird. Die Gegenkraft könnte entweder durch ein Druckmedium direkt auf das Werkstück aufgebracht oder durch ein mechanisches Element übertragen werden. Dabei würde ein Werkzeugelement mit hydraulischer Kraftaufbringung (**Bild 2.12 a**) die beste Möglichkeit darstellen, da die Federkennlinie während des Umformvorgangs einfacher variiert werden könnte als bei Verwendung einer mechanischen Feder. Die Aufbringung einer Gegenkraft durch direkten Kontakt zwischen Druckmedium und Werkstück würde den Nachteil einer zu großen Dichtungsproblematik aufweisen. Der Lösungsvorschlag ließe sich auch direkt auf das VV-NR-FP übertragen.

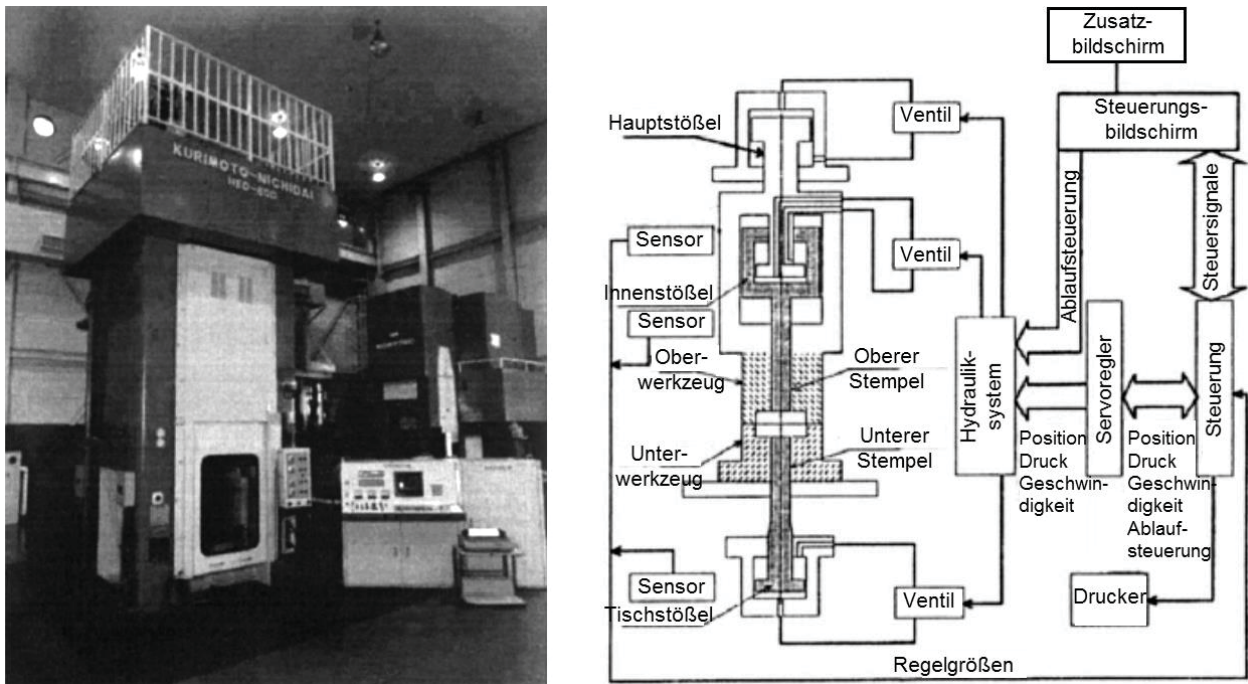


Bild 2.11: Dreifachwirkende hydraulische Presse für Massivumformprozesse mit mehreren bewegten Werkzeugelementen nach [Yos00]

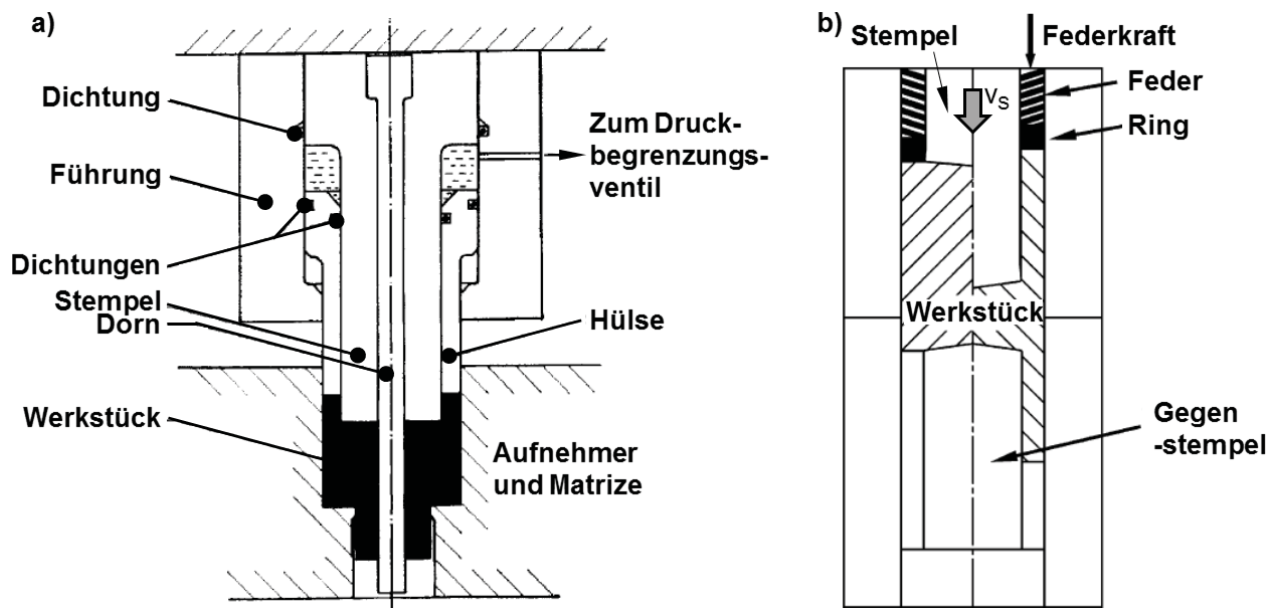


Bild 2.12: a) HV-NR-FP mit kraftgesteuerter Hülse nach [Adi67a] und b) NV-NR-FP mit einem mit Federkraft beaufschlagten Ring nach [Lee03]

Ein ähnlicher Vorschlag stammt von Lee et al. [Lee03] für die Begrenzung des Werkstoffflusses beim NV-NR-FP mit gleichen relativen Querschnittsänderungen $\varepsilon_{A, NV-FP}$ und $\varepsilon_{A, NR-FP}$. Mithilfe eines federnd gelagerten Rings könnte der Werkstofffluss entgegen der Stempelbewegungsrichtung gebremst werden (**Bild 2.12 b**). Um Werkstücke mit definierten Napftiefen herzustellen, ist dabei die Verwendung einer Feder mit entsprechend gewählter Kraft-Weg-Kennlinie notwendig. Die Federauslegung hierfür kann mithilfe von FEM-Simulationen erfolgen.

Eine Möglichkeit, Unterfüllungen beim VV-NR-FP zu vermeiden und gleichzeitig definierte Werkstücklängen einzustellen, liegt nach dem Vorschlag von Hanami et al. [Han00] in der Ver-

wendung eines weggesteuerten Gegenstempels und einer Gegenstempelgeschwindigkeit v_G kleiner als die Fließgeschwindigkeit in den Zapfen bei freiem Werkstofffluss (**Bild 2.13 a**). Allerdings merkten Osakada et al. [Osa05] an, dass es mit diesem Verfahren schwierig ist, ein Werkstück mit einem langen, nach vorne gepressten Zapfen herzustellen. In ihren experimentellen und numerischen Untersuchungen zeigten sie allerdings, dass Werkstücke mit längeren, nach vorne gepressten Zapfen hergestellt werden können, indem der Werkstoff zunächst frei rückwärts in den Napf und zugleich vorwärts in den Zapfen fließen kann. Eine anschließende Bewegung des Gegenstempels entgegen der Stempelbewegung ermöglicht die gezielte Einstellung der Zapfenlänge. In ihren modellhaften experimentellen Untersuchungen verwendeten sie Blei als Werkstückwerkstoff und eine zweifachwirkende Presse mit 100 kN (Stempelachse) bzw. 50 kN (Gegenstempelachse) Maximalkraft. Der Versuchsaufbau ist in **Bild 2.13 b** zu sehen.

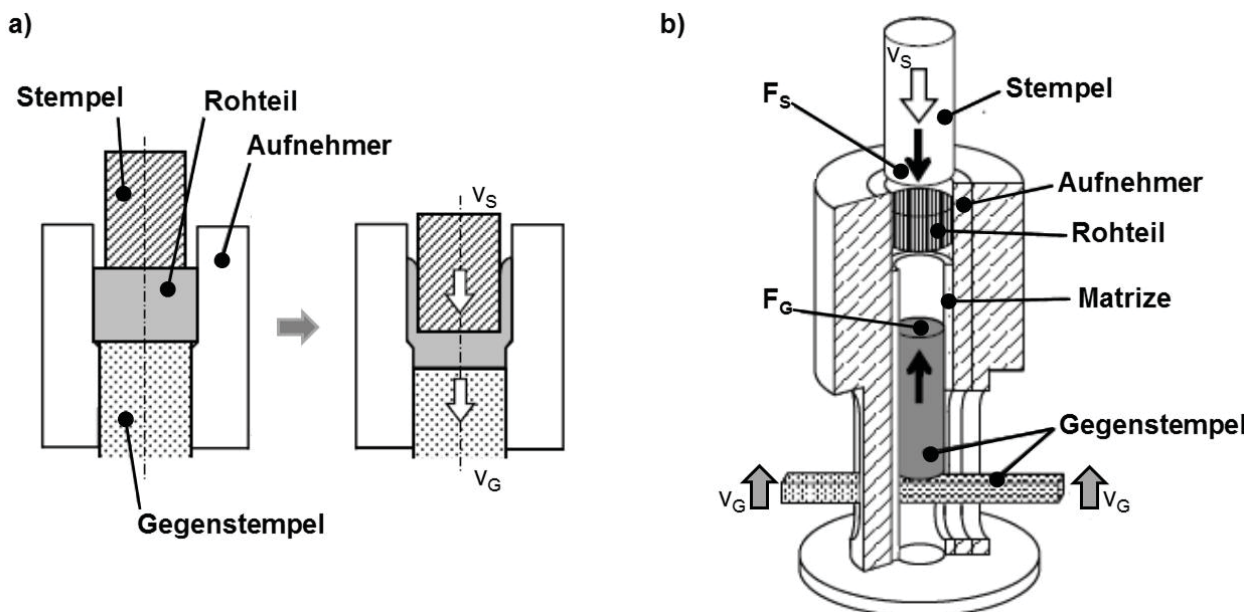


Bild 2.13: a) Verfahrensablauf nach [Han00] und b) Werkzeugaufbau nach [Osa05] beim VV-NR-FP mit weggesteuertem Gegenstempel

Nach Osakada et al. [Osa00] kann auch beim Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Fließpressen (VV-NV-FP) ein Werkstück mit gleichen Werkstücklängen hergestellt werden, indem ein in beiden Ausflussöffnungen angeordnetes Werkzeuelement gleichzeitig mit einer Flächenpressung im Mittel 5% niedriger als die Fließspannung des Werkstückmaterials beaufschlagt wird (**Bild 2.14 a**). Dasselbe Prinzip wurde durch Yoshimura und Tanaka [Yos00] beim Vorwärts-Fließpressen eines Werkstücks durch ein Werkzeug mit einer spiralförmigen Ausflussöffnung angewendet (**Bild 2.14 b**). Die Höhe der Gegenkraft war hierbei so zu wählen, dass auf die Werkstückstirnfläche wirkende Druckspannungen von ungefähr 40-80 % der Fließspannung des Werkstückmaterials den Werkstofffluss nach vorne in einigen Werkstückbereichen bremsen.

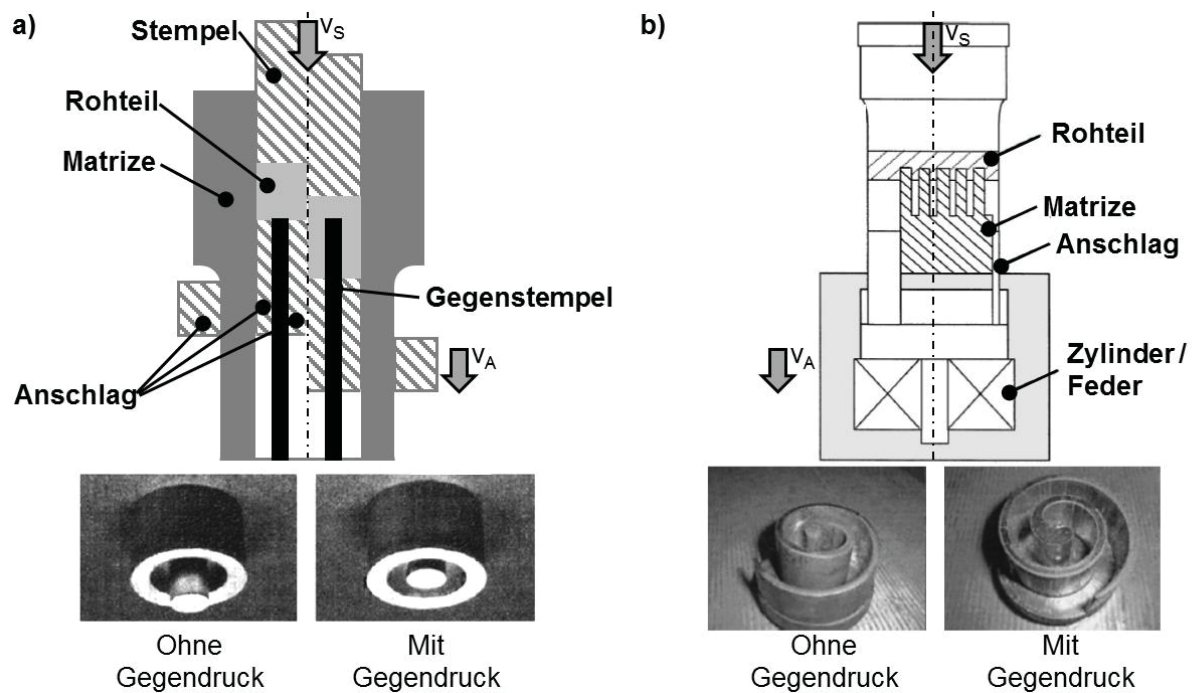


Bild 2.14: a) VV-NV-FP mit kraftgesteuertem Anschlag nach [Osa00] und b) Vorwärts-Fließpressen von spiralförmigen Werkstücken mit kraftgesteuertem Anschlag nach [Yos00]

Ein Beispiel für eine Verfahrenskombination aus VV-FP und VR-FP mit gesteuert nacheinander ablaufenden Teilvorgängen stellt die Herstellung von Turbinenschaufeln dar (**Bild 2.15**). Der Werkstofffluss wird hier zwangsweise über die Bewegung des Gegenstempels bestimmt. Bei zunächst verriegeltem Gegenstempel wird der Schaufelfuß durch Rückwärts-Fließpressen ausgepresst. Nach der Entriegelung des Gegenstempels wird gleichzeitig das Schaufelblatt vorwärtsfließgepresst [Gei88]. Verfahrenskombinationen mit solchen gesteuert nacheinander ablaufenden Teilvorgängen finden aufgrund des komplexen Werkzeugaufbaus und der erforderlichen aufwendigen Maschinensteuerung in der betrieblichen Praxis nur selten Anwendung [Sch95].

Von Michalczyk und Devyatov [Mic07] wurde ein Prozess und das zugehörige Werkzeug zur Herstellung hohler Werkstücke mit einem großen Verhältnis von Napftiefe zu Napfdurchmesser durch VV-NR-FP vorgestellt (**Bild 2.16**). Während der ersten Phase läuft der kombinierte Umformprozess konventionell ab. Erreicht das nach vorne in den Zapfen gepresste Material den fest stehenden Gegenstempel, führt die Hülse in der zweiten Prozessphase eine gleichsinnige und gleich schnelle Bewegung wie der Stempel aus. Durch die Beendigung des Prozesses bei Erreichen eines bestimmten Abstandes zwischen Stempel und Gegenstempel kann eine gewünschte Werkstückgeometrie mit bestimmter Napftiefe und Zapfenlänge eingestellt werden. Wie numerische und experimentelle Untersuchungen zu diesem Umformprozess zeigten, ist der Übergang von der ersten zur zweiten Prozessphase durch eine Änderung der benötigten Stempelkraft gekennzeichnet. Die jeweilige Höhe hängt von der relativen Querschnittsänderung des Vorwärts-Fließpressprozesses, von der Umformtemperatur und von der Stempelgeschwindigkeit ab.

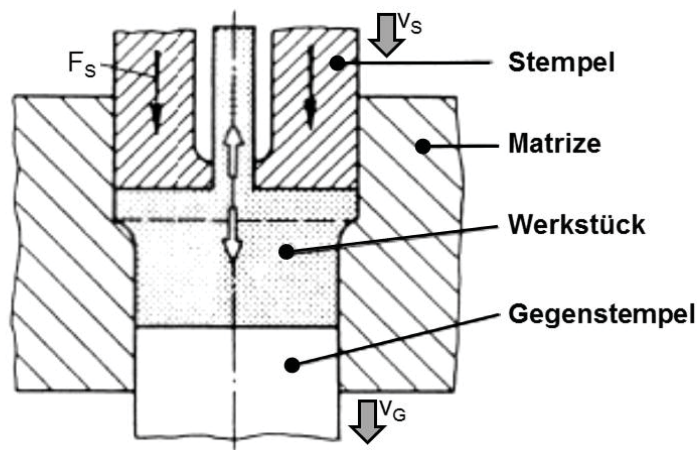


Bild 2.15: Fließpressen einer Turbinenschaufel durch VV-VR-FP mit gesteuert nacheinander ablaufenden Teilvorgängen nach [Gei88]

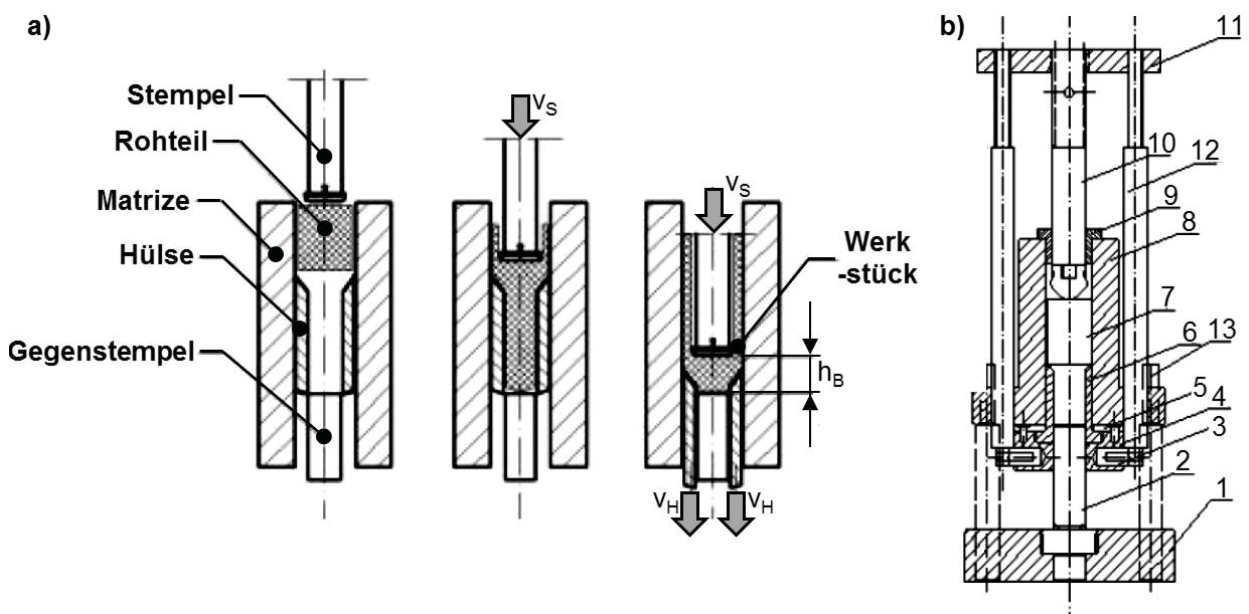


Bild 2.16: a) Verfahrensablauf und b) Werkzeugaufbau für die Herstellung hohler Werkstücke mit einem großen Verhältnis von Napftiefe zu Napfdurchmesser durch VV-NR-FP mit gesteuerter Bewegung einer Hülse nach [Mic07] (1 – Tischplatte, 2 – Dorn, 3 – Verbindungselement, 4 – Adapter, 5 – Hülsenaufnahme, 6 – Hülse, 7 – Rohteil, 8 – Matrize, 9 – Stempelführung, 10 – Stempel, 11 – Stößelplatte, 12 – Säulenführung, 13 – Distanzsäule)

Ebenfalls zur Herstellung hohler Werkstücke mit einem großen Verhältnis von Napftiefe zu Napfdurchmesser dient die von Michalczyk [Mic09, Mic10] vorgeschlagene Verfahrensvariante des NV-NR-FP. Auch hier besteht der Umformprozess aus zwei Phasen mit, wie numerische und experimentelle Untersuchungen zeigten, unterschiedlich hohen Stempelkräften. Während der ersten Phase des in **Bild 2.17** dargestellten Prozessablaufs findet ein konventionelles kombiniertes Napf-Fließpressen mit bewegtem Stempel und stationärem Gegenstempel statt bis der Werkstofffluss nach vorne durch einen mechanischen Anschlag im Werkzeug gestoppt wird. Nach Erreichen eines gewünschten Abstandes zwischen Stempel und Gegenstempel und damit einer definierten Werkstückbodendicke beginnt die zweite Phase des Prozesses. Hierbei bewegt sich

der Gegenstempel gleichsinnig und gleich schnell wie der Stempel. Der Prozess wird beendet, sobald die gewünschten Napftiefen erreicht sind. Die Stempelkräfte variieren dabei je nach gewählten Stempeldurchmessern, Umformtemperaturen und Stempelgeschwindigkeiten.

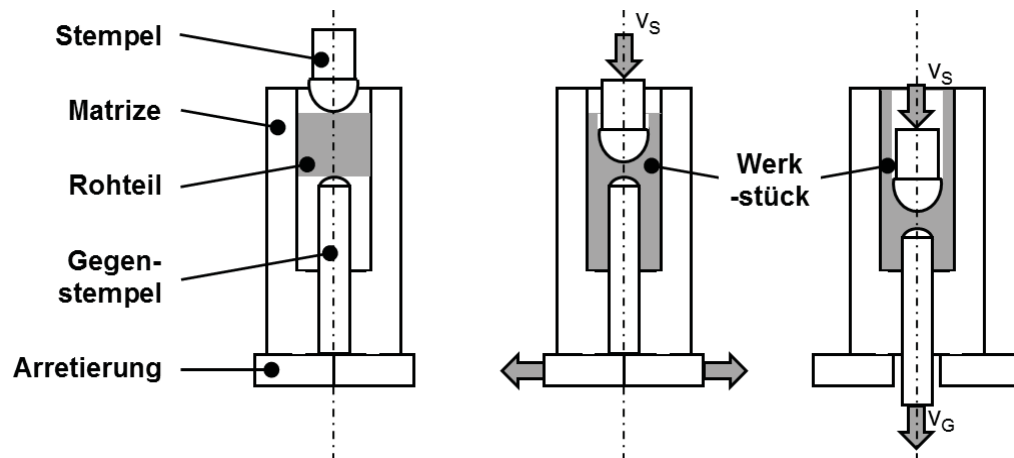


Bild 2.17: Verfahrensablauf für die Herstellung hohler Werkstücke mit einem großen Verhältnis von Napftiefe zu Napfdurchmesser durch NV-NR-FP mit gesteuerter Gegenstempelbewegung nach [Mic09]

2.4 Simulation von Umformprozessen mit FEM-Programmen

Insbesondere die Entwicklungsphase von Werkstücken, Prozessen und Werkzeugen kann durch FEM-Simulationen deutlich verkürzt werden, was gleichzeitig zu einer Reduzierung der Entwicklungskosten führt [Kle12]. Aufgrund hoher Investitions- und Abschreibungskosten für Werkzeuge und Maschinen hat die FEM-Prozesssimulation besonders in der Umformtechnik schon frühzeitig eine große Bedeutung erreicht. Dabei stellt sich die Möglichkeit der einfachen Variation von den Umformprozess beeinflussenden Prozessparametern in einem einmal erstellten Simulationsmodell als besonders vorteilhaft dar [Lan93]. Grafische Benutzeroberflächen erlauben auf komfortable Weise die Bedienung von heutzutage kommerziell verfügbaren FEM-Softwarepaketen. Die Funktionsweise solcher Softwarepakete wird in diesem Abschnitt beschrieben.

Für die numerische Simulation von Umformvorgängen mit der Methode der finiten Elemente ist die Kenntnis über den Zusammenhang zwischen Umformgrad, Umformgeschwindigkeit und Umformtemperatur für jedes Element zu jedem Zeitpunkt der Umformung notwendig, um den Stofffluss sowie die resultierenden Kräfte aus der Fließspannung zu berechnen. Außerdem kommt der Modellierung der Reibung gerade für tribologisch sensitive Umformprozesse ebenfalls eine hohe Bedeutung zu. In diesem Abschnitt werden daher weiterhin verschiedene Modelle zur Beschreibung des plastischen Werkstoffverhaltens sowie der Reibung erläutert, ebenso wie experimentelle Versuche zur Bestimmung der Parameter dieser Modelle.

2.4.1 Funktionsweise von FEM-Programmen für die Simulation von Umformprozessen

Die Simulation von Umformprozessen mit FEM-Programmen gliedert sich in der Regel in die Schritte „Preprocessing“, „Processing“ und „Postprocessing“. Bei der Beschreibung dieser Schritte im Folgenden werden die im Softwarepaket *simufact.forming* verwendeten Begrifflichkeiten genutzt (siehe auch [Sim12]), da dieses Programm in der vorliegenden Arbeit zum Einsatz kam. Die Ausführungen in diesem Abschnitt gelten aber im Wesentlichen auch für die meisten anderen kommerziell verfügbaren FEM-Softwarepakete.

Das „Preprocessing“ beinhaltet sämtliche Einstellungen und die Präparation sämtlicher Daten vor der Durchführung der jeweils eigentlichen Simulationsrechnung. Beim „Preprocessing“ werden weiterhin die Geometrie des Rohteils und der am Umformprozess beteiligten Werkzeugelemente definiert (entweder durch im Programm erzeugbare Basiskörper oder durch Import von 3-D-CAD¹-Daten) und die Eigenschaften dieser Elemente beschrieben. Bei den zu definierenden Eigenschaften handelt es sich z. B. um Parameter zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens (Elastizität, Plastizität, thermische Kennwerte) oder der Reibung. Weitere zu beschreibende Eigenschaften sind die Temperaturen von Rohteil und Werkzeugelementen sowie der Umgebung, die Kinematik der bewegten Werkzeugelemente und sonstige Randbedingungen (z. B. auf eine Gruppe von Oberflächenelementen wirkende Kräfte oder Spannungen). Für diejenigen Prozesskomponenten, für die es notwendig ist (Rohteil oder deformierbare Werkzeuge), erfolgt eine Vernetzung. Dabei kann die Kantenlänge des zu erzeugenden Netzes festgelegt und der Vernetzertyp ausgewählt werden. Außerdem können sogenannte Verfeinerungsboxen definiert werden, um in bestimmten Bereichen der vernetzten Elemente genauere Einstellungen z. B. in Bezug auf die Kantenlänge vornehmen zu können. Außerdem erfolgt die Definition der Neuvernetzungsoptionen für die Werkstücke. Über eine Kontakttafel können diejenigen Prozesskomponenten angegeben werden, die miteinander Kontakt haben können und wie sie sich bei Kontakt verhalten. In der sogenannten Umformkontrolle werden unter anderem die Richtung, Geschwindigkeit und Dauer der Werkzeugbewegungen eingestellt (entweder als während des gesamten Prozesses konstante Werte oder aber durch tabellarische Eingabe mit einer beliebigen Anzahl an Stützpunkten). Weiterhin kann festgelegt werden, in welchen Intervallen der „Solver“ den Fortschritt der FEM-Simulation berechnet (Schrittweite). In der Umformkontrolle wird außerdem ausgewählt, welche Ergebnisse für das „Postprocessing“ zur Verfügung stehen sollen. Beim „Preprocessing“ wird letztendlich auch der „Solver“ ausgewählt, mit dem die im „Preprocessing“ erstellte Berechnungsaufgabe numerisch gelöst wird.

¹ CAD ist das Akronym für den englischsprachigen Begriff „Computer-aided design“.

Beim sogenannten „Processing“ handelt es sich um den zweiten Schritt bei der FEM-Analyse. Während das „Preprocessing“ und das „Postprocessing“ von einer gewissen Interaktion des Nutzers mit der FEM-Software und einem damit verbundenen hohen Aufwand an humanen Ressourcen geprägt ist, handelt es sich beim „Processing“ aus Nutzersicht oftmals um einen stark automatisierten Vorgang. Die Berechnungsgeschwindigkeit ist neben der Komplexität der jeweiligen Simulationsrechnung eine Frage der verfügbaren Prozessorressourcen. In jedem Berechnungsschritt wird ein System von partiellen Differentialgleichungen, für das im Allgemeinen keine geschlossene Lösung berechnet werden kann, eine Näherungslösung numerisch bestimmt. Grundlagen zu dieser Berechnungsmethode finden sich in der Fachliteratur (z. B. in [Kle13, Ste15]). Bei FEM-Berechnungen von Umformprozessen handelt es sich aufgrund oftmals großer Verschiebungen einzelner diskreter Elemente und eines nichtlinearen Materialverhaltens in der Regel um nichtlineare, numerische Probleme, die beispielsweise in [Lan83, Kob89, Rol99, Tek08, Rus11, Ste15] näher betrachtet werden.

Unter „Postprocessing“ werden die Betrachtung und die Interpretation der Ergebnisse einer Simulationsrechnung verstanden. Die Ergebnisse werden in graphischer oder alphanumerischer Form dargestellt. Bei der Simulation von Umformprozessen sind dies in erster Linie die Geometrie des Werkstücks oder beispielsweise die Temperaturverteilung im Werkstück oder Kraft-Weg-Verläufe der auf die Werkzeugelemente wirkenden Prozesskräfte.

2.4.2 Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens und der Reibung bei der FEM-Simulation von Umformprozessen

Wie aus **Abschnitt 2.2** und **Abschnitt 2.3** hervorgeht, hängt der Werkstofffluss in kombinierten Fließpressprozessen in hohem Maß von den Reibungsbedingungen zwischen Werkstück und den Werkzeugen und auch vom Fließverhalten des Umformwerkstoffs ab. Eine hohe Bedeutung für die tatsächliche Aussagekraft von FEM-Simulationen kommt daher der Modellierung dieser Eigenschaften zu.

2.4.2.1 Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens

Nach Lange [Lan93] kann für die Werkstoffmodellierung für Umformprozesse mit großen Formänderungen zwischen Werkstoffmodellen ohne und mit Berücksichtigung des elastischen Werkstoffverhaltens unterschieden werden (**Bild 2.18**). Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal besteht jeweils darin, ob das Fließverhalten in Abhängigkeit von der Formänderungsgeschwindigkeit modelliert wird oder nicht.

Grundsätzlich existieren zur Modellierung des Fließverhaltens von Werkstoffen in Form von Fließkurven empirische und physikalische Modellansätze. Die empirischen Ansätze bestehen in der Anpassung von das Fließverhalten des Werkstoffs beschreibenden analytischen Funktio-

nen an experimentell ermittelte Fließwiderstände, während die physikalischen Ansätze auf den das Fließen des Werkstoffs bedingenden Vorgänge auf der Mikrostrukturebene aufbauen [Mül01].

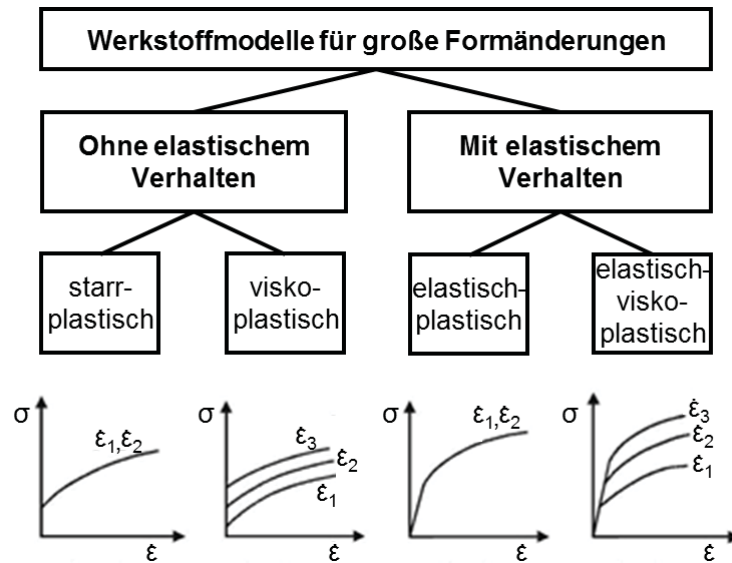


Bild 2.18: Einteilung der Werkstoffmodelle für große Formänderungen nach [Lan93]

Ein empirischer Ansatz zur Beschreibung der Fließspannung für konstante Temperatur und konstante Umformgeschwindigkeit geht auf Ludwik [Lud09] zurück und lautet:

$$k_f(\varphi) = k_{f0} + K_L \cdot \varphi^{n_V} . \quad (10)$$

k_{f0} beschreibt darin die Fließspannung des nicht verfestigten Werkstoffs und K_L und n_V charakterisieren das Verfestigungsverhalten des Werkstoffs. Die dabei auftretende Problematik der gegen unendlich strebenden Steigung der Funktion an der Stelle $\varphi = 0$ [Emd09] wird durch die von Swift [Swi52] vorgeschlagene Gleichung

$$k_f(\varphi) = K_S \cdot (B_S + \varphi)^{n_V} \quad (11)$$

mit den werkstoffabhängigen Parametern K_S , B_S und n_V vermieden. Der komplexere Ansatz der Form

$$k_f(\varphi) = k_{f0} + C_V \cdot (1 - e^{-\varphi/K_V}) \quad (12)$$

mit den Werkstoffparametern k_{f0} , C_V und K_V stammt von Voce [Voc48]. Die Fließspannung erreicht hierbei eine Sättigungsgrenze, die sich experimentell jedoch nicht bestätigen lässt [Tre01]. Andererseits hat sich der Ansatz der Werkstoffmodellierung nach Voce im Bereich der Blechumformung für Aluminiumlegierungen bereits als hinreichend exakt erwiesen [Hee10, Ost14]. Eine Erweiterung dieses Ansatzes entwickelten Hockett und Sherby [Hoc75].

Auch für die Einbeziehung des Einflusses der Umformgeschwindigkeit auf die Fließspannung existieren verschiedene Modelle. Die Formel

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}) = k_f(\varphi) \cdot (1 + \delta \cdot \ln(\dot{\varphi}/a_1)) \quad (13)$$

stammt von Prandtl [Pra21], während ein ähnlicher Ansatz der Form

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}) = k_f(\varphi) \cdot (1 + \ln(\dot{\varphi}/a_2))^{m_4} \quad (14)$$

auf Zener und Hollomon [Zen46] zurückgeht. Maßgeblich für den Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Fließspannung sind die Werkstoffparameter δ und a_1 bzw. a_2 und m_4 .

Zum Einfluss der Temperatur auf die Fließspannung findet sich bei El-Magd [El-94] ein für den Temperaturbereich der Kaltumformung gültiger Ansatz der Form

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T) = k_f(\varphi, \dot{\varphi}) \cdot e^{-\beta \cdot T/T^*} . \quad (15)$$

Der Faktor β beschreibt hierin die Temperaturabhängigkeit der Fließspannung.

Aus **Gl. (10)**, **Gl. (11)** oder **Gl. (12)** können durch Multiplikation mit **Gl. (13)** oder **Gl. (14)** und **Gl. (15)** Gleichungen zusammengesetzt werden, um die Fließspannung in Abhängigkeit vom Umformgrad, von der Umformgeschwindigkeit und von der Temperatur zu beschreiben. Darüber hinaus lässt sich in der Literatur eine Vielzahl von weiteren analytischen Fließkurvenmodellen finden. Es lassen sich auch hier jeweils verschiedene Teilmglieder erkennen, die jeweils den Einfluss von Umformgrad, Umformgeschwindigkeit oder Temperatur beschreiben. Es handelt sich z. B. um **Gl. (16)** von Hensel und Spittel [Hen78], um **Gl. (17)** von Johnson und Cook [Joh83, Abo05], um **Gl. (18)** von Shirakashi und Usui [Shi70], um **Gl. (19)** von Molinari und Clifton [Mol83] oder um **Gl. (20)** von Litonski und Batra [Bat88]:

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}, \vartheta) = K_H \cdot e^{-m_3 \cdot \vartheta} \cdot \dot{\varphi}^{m_4 + m_5 \cdot \vartheta} \cdot \varphi^{m_6} \cdot e^{-m_7 \cdot \varphi} , \quad (16)$$

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T) = (A + B \cdot \varphi^{n_V}) \cdot (1 + C \cdot \ln(\dot{\varphi}/\dot{\varphi}^*)) \cdot e^{-\lambda \cdot (T - T^*)} , \quad (17)$$

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T) = K_1 \cdot \varphi^{n_V} \cdot \dot{\varphi}^{m_4} \cdot e^{-\lambda \cdot (T - T_R)} , \quad (18)$$

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T) = K_2 \cdot (K_3 + \varphi)^{n_V} \cdot \dot{\varphi}^{m_4} \cdot T^{-\theta} , \quad (19)$$

$$k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T) = K_1 \cdot (1 + K_3 \cdot \varphi)^{n_V} \cdot (1 + K_4 \cdot \dot{\varphi})^{m_4} \cdot (1 - \kappa \cdot T) . \quad (20)$$

Ein umfangreicher Überblick zur experimentellen Fließkurvenbestimmung ist in [Lie14b] dokumentiert. Darin werden ein

- einachsiger, homogener Spannungszustand, eine
- konstante Temperatur sowie
- eine homogene Umformgeschwindigkeit

im gesamten Probenquerschnitt als Anforderungen an die Aufnahmeverfahren bzw. die Durchführung der Fließkurvenaufnahme genannt. Im Allgemeinen werden zur Fließkurvenbestimmung drei Grundversuche herangezogen. Es handelt sich dabei um den

- Zugversuch, den
- Stauchversuch sowie den
- Torsionsversuch.

Der Zugversuch [DIN80, ISO11, DIN16, ISO16] eignet sich in der Regel nicht für die präzise Fließkurvenbestimmung für Simulationszwecke von Massivumformprozessen. Mit ihm können die Fließkurven nur bis zu einem vergleichsweise geringen Umformgrad aufgenommen werden.

Im Gegensatz dazu findet der Zylinderstauchversuch breite Verwendung, um plastische Materialdaten für die Simulation von Verfahren der Massivumformung zu bestimmen. Gründe hierfür liegen in seiner vergleichsweise einfachen Durchführbarkeit und der Möglichkeit, die Fließkurve bis zu einem Umformgrad von $\varphi \approx 0,7$ aufnehmen zu können [Pöh84, Lan02]. Die Versuchsdurchführung ist hinsichtlich der Ermittlung der Fließkurve nicht genormt, jedoch existiert eine Richtlinie [Ind08]. Eine Variante zum Zylinderstauchversuch wurde von Rastegaev [Ras40] vorgeschlagen. Die dabei zum Einsatz kommende Probenform weist Schmierstofftaschen an den Stirnflächen auf, um den dort störenden Reibungseinfluss zu minimieren. Als weitere Stauchversuche zur Fließkurvenbestimmung sind der Flachstauchversuch [Wat55, Spu83, Pöh86, Bec94] sowie der Kegelstauchversuch [Sie27, Lan02] bekannt.

Die Durchführung des Torsionsversuchs in der Massivumformung zur Fließkurvenbestimmung ist weder genormt noch standardisiert. Es finden sich jedoch z. B. detaillierte Beschreibungen zur Versuchsdurchführung, Versuchsauswertung und Probengeometrie in [Pöh77, Pöh84, Pöh86, Grä90, Bre06]. Im Versuch wird durch die Wirkung eines Drehmoments um die Längsachse ein zylindrischer Voll- oder Hohlkörper um einen Verdrehwinkel tordiert. Ein Nachteil des Torsionsversuchs besteht in der aufwändigen Bestimmung der Fließkurve aus den während des Versuchs aufgenommenen Messdaten.

2.4.2.2 Modellierung der Reibung

Das Coulombsche Reibungsgesetz und das Reibfaktorgesetz sind die gebräuchlichsten und einfachsten Modelle zur Berechnung der Reibschubspannung zwischen Werkstück und Werkzeugen [Lan02]. Beide Modelle werden für gewöhnlich auch in FEM-Simulationen verwendet [Beh11a], wobei das Reibfaktorgesetz bei der Simulation von Massivumformprozessen eine größere Verbreitung findet [Wan12a].

Das Coulombsche Reibungsmodell (**Bild 2.19**, oben links), auch Reibungszahlmodell genannt, beschreibt den linearen Zusammenhang zwischen der Reibschubspannung τ_R und der Kontakt-

Normalspannung σ_N , welche über die Reibungszahl μ zueinander im Verhältnis stehen [Sch70].

Es lautet:

$$\tau_R = \mu \cdot \sigma_N \quad (21)$$

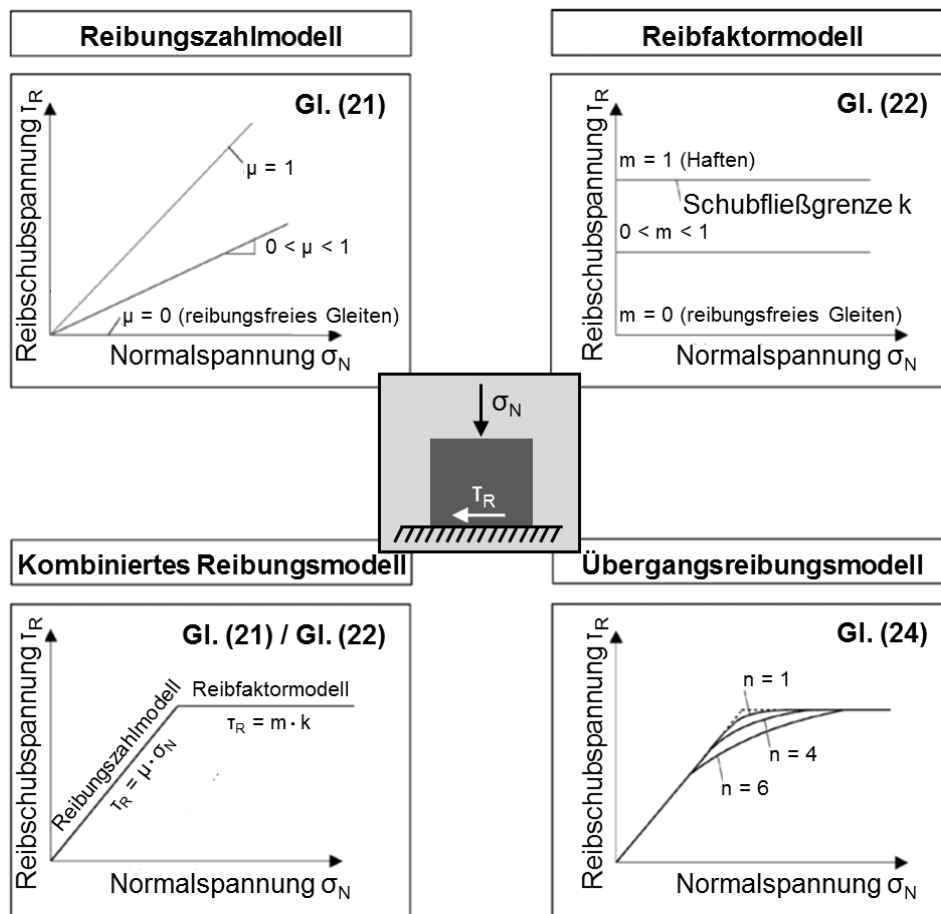


Bild 2.19: Qualitativer Verlauf der Reibschubspannung in Abhängigkeit von der Kontaktnormalspannung bei Reibungszahlmodell, Reibfaktormodell, kombinierten Reibungsmodell und Übergangsreibungsmodell nach [Bou12a]

In der Massivumformung treten jedoch oftmals Kontaktnormalspannungen auf, die weit über der Fließspannung des umzuformenden Werkstoffs liegen. Überschreitet die Reibschubspannung die Fließspannung des Werkstoffs, geht die Kontaktbedingung in den Grenzfall des Haftens über. Der Werkstoff schert parallel zur Kontaktfläche ab [Lan02]. Der größte Nachteil des Modells liegt also in der Überschätzung der Reibschubspannungen, sobald die Schubfließgrenze k des umzuformenden Werkstoffs überschritten wird [Beh11a] und somit in der Verletzung eines physikalischen Gesetzes [Bou12a]. Cora et al. [Cor08] empfehlen daher, das Coulombsche Reibungsmodell für eine realistische Berechnung der Reibschubspannungen nur bei Kontaktnormalspannungen kleiner dem 1,3-fachen der Fließspannung anzuwenden.

Das Reibfaktormodell (Bild 2.19, oben rechts) verknüpft die Reibschubspannung durch den konstanten Reibfaktor m mit der Schubfließgrenze k des weicheren Werkstoffs im jeweils betrachte-

ten tribologischen System [Doe10] und wurde als Folge der oben genannten Schwächen des Coulombschen Reibungsmodells entwickelt [Sch70]. Die mathematische Beschreibung lautet:

$$\tau_R = m \cdot k . \quad (22)$$

Dabei kann der Reibfaktor Werte zwischen 0 (Reibungsfreiheit) und 1 (Haftreibung) annehmen. Physikalisch nicht begründbar ist, dass die nach **Gl. (22)** bestimmte Reibschubspannung unabhängig ist vom tatsächlichen Spannungszustand im Kontaktbereich [Cor08]. Mit dem Reibfaktormodell lässt sich die Reibschubspannung für niedrige Kontaktdrücke nicht notwendig genau beschreiben [Bou12a].

Die Verteilung der zwischen Werkstück und Werkzeugen wirkenden Kontaktnormalspannungen ist beim kombinierten Fließpressen meist sehr inhomogen. Dies führt dazu, dass mit den erwähnten grundlegenden Modellen keine realistische Abbildung der Reibungsbedingungen zu erwarten ist [Cor08]. Bei der Beschreibung der Reibschubspannung bei der Simulation von Massivumformprozessen wird daher auch auf eine Kombination (**Bild 2.19**, unten links) von Coulombschen Modell und Reibfaktorgesetz zurückgegriffen [Bou12a]. Die Unstetigkeitsstelle beim Übergang von vom Coulombschen Modell zum Reibfaktorgesetz stellt einen Nachteil dar, der oftmals zu einer numerischen Instabilität der Berechnung führen kann [Beh11b, Bou12b].

Ein stetiges Übergangsreibungmodell (**Bild 2.19**, unten rechts) stammt von Betten [Bet75]. Es erlaubt die mathematische Beschreibung des von Shaw [Sha63] erstmalig vorgestellten Verlaufs der Reibschubspannung und lautet:

$$\tau_R = \sqrt[n]{\tanh\left(\frac{\mu \cdot \sigma_N}{k}\right)^n} \cdot k . \quad (23)$$

Eine Erweiterung dieses Modells um den Reibfaktor m geht auf Doege et al. [Doe93] und Bederna [Bed97] zurück:

$$\tau_R = \sqrt[n]{\tanh\left(\frac{\mu \cdot \sigma_N}{m \cdot k}\right)^n} \cdot m \cdot k . \quad (24)$$

Der Übergangsbereich vom Coulombschen Modell zum Reibfaktormodell wird durch den Faktor n charakterisiert [Beh11a]. Die Überschätzung der Reibschubspannung bei hohen Kontaktnormalspannungen des Coulombschen Modells wird vermieden. Die Reibschubspannung ist nach oben begrenzt durch die Schubfließgrenze des umzuformenden Werkstoffs [Doe10]. Sich verändernde lokale Kontaktbedingungen, insbesondere die Relativgeschwindigkeit zwischen Werkstück und Werkzeug und die Temperatur in der Wirkfuge, die Oberflächeneigenschaften der Reibungspartner und Eigenschaften des verwendeten Schmierstoffsystems bleiben jedoch unberücksichtigt [Doe04, Jun08].

Eine Änderung der wahren Kontaktfläche zwischen Werkstück und Werkzeug wird beispielsweise in einer Erweiterung des Reibfaktormodells durch das Verhältnis α_A der wahren Kontaktfläche zur nominalen bzw. scheinbaren Kontaktfläche berücksichtigt:

$$\tau_R = m \cdot k \cdot \alpha_A. \quad (25)$$

Das Modell geht auf Wanheim, Bay und Petersen [Wan73, Wan74, Bay76] zurück.

Chen und Kobayashi [Che79] ließen die Relativgeschwindigkeit v_{rel} zwischen Werkstück und Werkzeug in das Reibfaktormodell einfließen. Eine Anpassung des Einflusses der Relativgeschwindigkeit auf die Reibschubspannung erfolgt mithilfe des Parameters C_{rel} . Kritik an ihrem Ansatz

$$\tau_R = m \cdot k \cdot \left(\frac{2}{\pi} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{v_{rel}}{C_{rel}} \right) \right) \quad (26)$$

stammt von Bouguecha et al. [Bou12a], da die durch das Modell beschriebene Zunahme der Reibung mit steigender Gleitgeschwindigkeit nur für nicht geschmierte Gleitflächen gültig sei.

Eine Erweiterung des Modells aus **Gl. (26)** um einen Term zur Berücksichtigung der wahren Kontaktfläche infolge hoher Kontaktnormalspannungen σ_N in Bezug auf die Fließspannung k_f stammt von Neumaier [Neu03] und lautet:

$$\tau_R = m \cdot k \cdot \left(1 - e^{-\frac{\sigma_N}{k_f}} \right) \left(\frac{2}{\pi} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{v_{rel}}{C_{rel}} \right) \right). \quad (27)$$

Mit hohem experimentellem Aufwand zu kalibrierende Modelle phänomenologischer Art stammen von Doege et al. [Doe04] und von Alasti [Ala08]. Für das Modell von Doege et al. sind die Parameter A_1 , A_2 , A_3 , m_D , r_D und s_D zu bestimmen. Es lautet:

$$\tau_R = k_f \cdot \left(A_1 + A_2 \cdot \left(\frac{\sigma_N}{k_f} \right)^{m_D} + A_3 \cdot \left(\frac{v_{rel}}{50 \text{ mm/s}_2} \right)^{r_D} \right) \cdot \left(1 - e^{-10 \cdot \left(\frac{\sigma_V}{k_f} \right)^{s_D}} \right). \quad (28)$$

Im Modell werden die Kontaktnormalspannung σ_N , die Fließspannung k_f , die Vergleichsspannung σ_V und die Relativgeschwindigkeit v_{rel} zwischen Werkstück und Werkzeug berücksichtigt. Das Modell von Alasti berücksichtigt eine Verringerung der Reibung mit steigender Relativgeschwindigkeit und den Einfluss der wahren Kontaktfläche. Es wurde im Rahmen von experimentellen Untersuchungen zum Warmfließpressen ermittelt. Das Modell lautet:

$$\tau_R = \left[0,15 \cdot \left(1 - \frac{\sigma_V}{k_f} \right) \cdot \sigma_N + k \cdot \frac{\sigma_V}{k_f} \cdot \left\{ 1 - e^{-s_1 \cdot \left| \frac{\sigma_N}{k_f} \right|^{s_2}} \right\} \right] \cdot 1,11 \cdot 0,9 \frac{v_{rel}}{v_0} \cdot \left(\frac{v_{rel}}{v_0} \right)^{0,1}. \quad (29)$$

s_1 , s_2 und v_0 sind darin unbekannte, zu bestimmende Parameter.

Das von Bouguecha et al. [Bou12a] vorgestellte Reibungsmodell

$$\tau_R = m \cdot \left[\left(1 - \frac{\sigma_V}{k_f} \right) \cdot \sigma_N + k \cdot \frac{\sigma_V}{k_f} \cdot \left\{ 1 - e^{-\frac{|\sigma_N|}{k_f}} \right\} \right] \cdot e^{-\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{v_{rel}}{C_{rel}} \right)^2} \quad (30)$$

für Warmumformprozesse beinhaltet die Terme zur Berücksichtigung des Einflusses des Spannungszustandes und der Kontaktnormalspannung aus **Gl. (29)**. Die Berücksichtigung der wahren Kontaktfläche erfolgt nach dem in **Gl. (27)** vorgestellten Ansatz. Der Parameter C_{rel} ermöglicht die Anpassung des Einflusses der Relativgeschwindigkeit auf die Reibschubspannung zwischen Werkstück und Werkzeug.

In DIN 50322 [DIN86] werden Verschleißversuche in sechs Kategorien eingeteilt, siehe **Bild 2.20**. Sie reichen vom Realversuch unter Produktionsbedingungen bis zum Modellversuch unter Laborbedingungen.

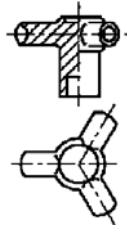
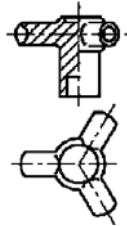


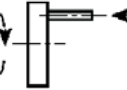
Realversuch unter Produktionsbedingungen		
Kategorie I	<ul style="list-style-type: none"> • Reales, kompliziertes Werkzeug • komplizierte Umformbedingungen • reale Beanspruchungen • schwankende Einflussgrößen • viele Störgrößen 	
Realversuch unter Laborbedingungen		
Kategorie II	<ul style="list-style-type: none"> • reales, kompliziertes Werkzeug • komplizierte Umformbedingungen • reale Beanspruchungen • konstante Einflussgrößen • keine Störgrößen 	
Kategorie III	<ul style="list-style-type: none"> • reales, einfaches Werkzeug • einfache Umformbedingungen • reale Beanspruchungen • konstante Einflussgrößen • keine Störgrößen 	
Analogieversuch unter Laborbedingungen		
Kategorie IV	<ul style="list-style-type: none"> • reales, einfaches Werkzeug • modellhafte Umformbedingungen • beanspruchungsähnlicher Versuch 	
Kategorie V	<ul style="list-style-type: none"> • Probenkörper • modellhafte Umformbedingungen • beanspruchungsähnlicher Versuch 	
Modellversuch unter Laborbedingungen		
Kategorie VI	<ul style="list-style-type: none"> • einfacher Probenkörper • keine Umformung • Beanspruchungen unterschiedlich 	

Bild 2.20: Kategorien der Verschleißprüfung in DIN 50322 [DIN86] nach [Kap05]

Dieselbe Kategorisierung wie für Verschleißversuche kann auch gut zur Einteilung von Reibungsversuchen angewendet werden [Gro02]. Mithilfe von Reibungsversuchen lassen sich quali-

tative oder in Zusammenhang mit den oben genannten Gleichungen zur Reibungsmodellierung auch quantitative Aussagen über das Reibungsverhalten von tribologischen Systemen in der Kaltmassivumformung treffen. Bei quantitativen Verfahren zur Reibungswertermittlung lassen sich lokale (direkte) und integrale (indirekte) Verfahren unterscheiden. Bei direkten Verfahren können Normal- und Schubspannungen durch in das Versuchswerkzeug eingelassene Messstifte gemessen werden [Har02]. Die Messstifte können jedoch nicht fugenlos bzw. reibungsfrei in die Werkzeugoberfläche eingepasst werden [Hoa82]. Weitere Nachteile sind, dass kleine Spannungsinhomogenitäten zu Fehlinterpretationen führen oder Werkzeuginstabilitäten das Messergebnis beeinflussen [Kap05]. Bei indirekten Verfahren wird durch die Veränderung einer abgeleiteten Größe wie z. B. der Reaktionskraft oder der Probengeometrie auf die Parameter zur Reibungsmodellierung geschlossen. Die Vielzahl der indirekten Verfahren zur Schmierstoffprüfung für die Massivumformung – in [Kap05] wird sie auf 200 bis 400 geschätzt – bauen auf dem Prinzip des Stauchens auf.

Der am weitesten verbreitete Vertreter innerhalb der Gruppe der Stauchverfahren ist der Ringstauchversuch, der von Male und Cockcroft [Mal64] und von Burgdorf [Bur66, Bur67] zur Reibungszahlbestimmung entwickelt wurde. Bei diesem Versuch wird eine kreisringförmige Probe zwischen parallelen Stauchbahnen gestaucht, siehe **Bild 2.21**. In Abhängigkeit von den an den Stirnflächen vorherrschenden Reibungsverhältnissen stellen sich die Abmessungen der Probe ein. Vor allem der Innendurchmesser der Probe reagiert empfindlich auf geänderte Reibungsbedingungen und vergrößert sich bei kleiner Reibung bzw. verringert sich bei großer Reibung gegenüber seinem Ausgangswert bei steigendem Stauchweg. „Der durch die Reibung verursachte unterschiedliche Materialfluss während der Stauchung wird durch die Fließscheide und deren Lage dargestellt. Die Fließscheide ist jener Ort in der Ringstauchprobe, an der während der Umformung [in der Versuchsprobe] keine Geschwindigkeit in radialer Richtung auftritt. Bei geringer Reibung ist der Radius der Fließscheide kleiner als $D_i/2$. Somit tritt im gesamten Meridianschnitt ein nach außen gerichteter Materialfluss auf. Bei hoher Reibung liegt die Fließscheide innerhalb der Ringstauchprobe, wodurch durch die zwischen der Fließscheide und der Rotationsachse liegenden Bereiche einem nach innen gerichteten Materialfluss unterliegen.“ [Hor13] Die Reibungszahl ergibt sich durch den Vergleich des gemessenen Innendurchmessers mit Kalibrierkurven eines rechnerisch ermittelten Nomogramms. Die zahlreichen existierenden Veröffentlichungen zum Ringstauchversuch wurden in [Dan88] zusammengefasst. Sie unterscheiden sich vor allem in der Art der Ermittlung der Kalibrierkurven, dem verwendeten Reibungsmodell und in der verwendeten Probengeometrie. Aufgrund der geringen Flächenpressungen bei den Stauchverfahren, insbesondere beim Ringstauchversuch, sind die so ermittelten Reibungszahlen nicht ohne weiteres auf die Verfahren der Massivumformung übertragbar. In [Pöh04] wird die Über-

prüfung aller durch den Ringstauchversuch ermittelten und in der Literatur dokumentierten Reibungszahlen unter der Berücksichtigung der radialen Anisotropie metallischer Werkstoffe gefordert, da der Innendurchmesser nicht nur durch den vorherrschenden Reibungszustand, sondern auch durch die radiale Anisotropie bestimmt werde.

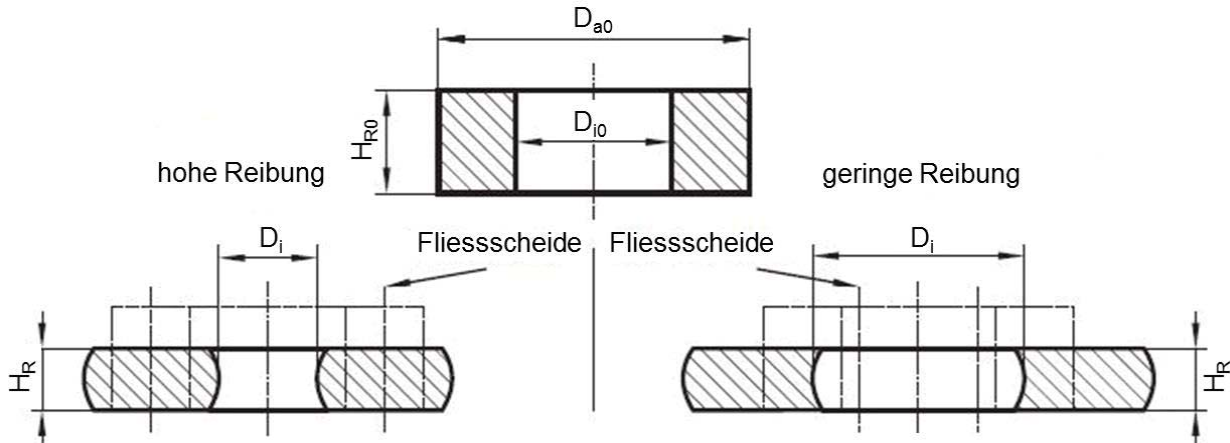


Bild 2.21: Versuchsprinzip des Ringstauchversuchs und Beeinflussung der Lage der Fliessscheidendurch durch die Höhe der Reibung nach [Hor13]

Eine Vielzahl der in **Abschnitt 2.2** beschriebenen kombinierten Fließpressprozesse wurden als Realversuche unter Produktions- oder zumindest unter Laborbedingungen in der Vergangenheit für die indirekte Ermittlung von Reibungsmodellparametern verwendet. Grund hierfür ist die in **Abschnitt 2.2** beschriebene Reibungssensitivität von kombinierten Umformprozessen. Am häufigsten darunter wurde der DCET, also die in **Abschnitt 2.2.3** detailliert beschriebene Verfahrenskombination aus NV-FP und NR-FP, zur Reibungsparameterbestimmung angewendet.

2.5 Inverse Identifizierung von Simulationsmodellparametern

„Das Gebiet der Optimierung in der angewandten Mathematik beschäftigt sich damit, optimale Parameter eines – meist komplexen – Systems zu finden. ‚Optimal‘ bedeutet, dass eine Zielfunktion minimiert oder maximiert wird. Optimierungsprobleme stellen sich [...] generell in allen wissenschaftlichen Disziplinen, in denen mit unbekanntem Parametern gearbeitet wird [...]. Häufig ist eine analytische Lösung von Optimierungsproblemen nicht möglich und es müssen numerische Verfahren eingesetzt werden. [...]. Verwandt mit der Optimierung ist das Gebiet der Approximation in der Numerik [und es kann umgekehrt gesagt werden]: Ein Approximationsproblem ist das Problem, den Abstand (die Metrik) zweier Funktionen zu minimieren.“ [Wik14g]

Nach Chenot et al. [Che96] können inverse Methoden in Verbindung mit FEM-Simulationen von Umformprozessen zur Lösung von zwei verschiedenen Klassen von Problemen verwendet werden. Zum einen sind dies die sogenannte inverse Parameteridentifizierung von Simulationsmodellparametern und zum anderen die eigentliche Optimierung von Umformprozessen. Im Gegensatz zur klassischen Methode – der Nutzung von FEM-Simulationen zur Vorhersage von Kenn-

größen von Umformprozessen und Eigenschaften der umgeformten Werkstücke mit im Vorfeld bekannten Modellparametern – steht die inverse Parameteridentifizierung. Dabei erfolgt die Ermittlung unbekannter Modellparameter mithilfe zuvor experimentell gewonnener Daten. Der prinzipielle Unterschied zwischen der klassischen und der inversen Methode ist in **Bild 2.22** veranschaulicht.

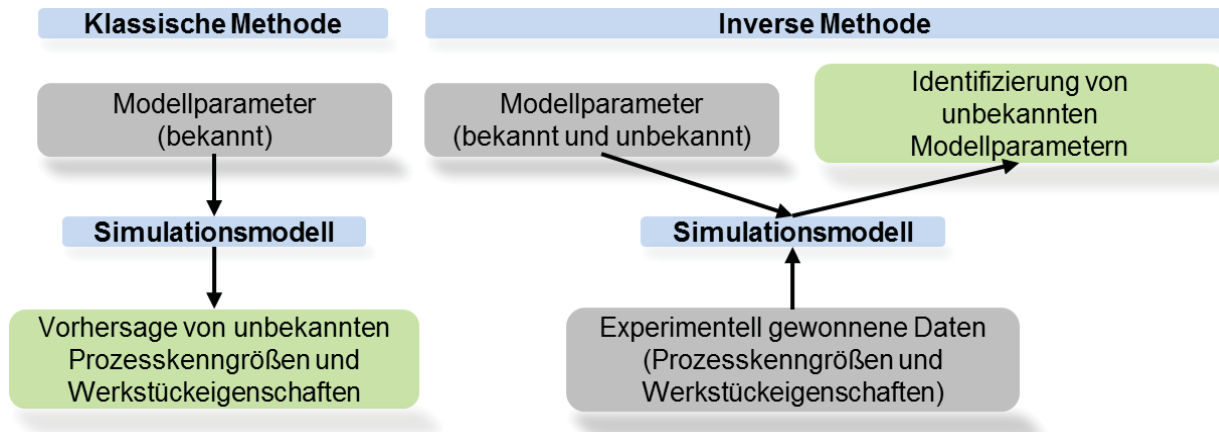


Bild 2.22: Unterschied zwischen klassischer Methode für die Simulation von Umformprozessen (links) und inverser Methode zur Identifizierung von unbekanntem Modellparametern (rechts) nach [Che96]

2.5.1 Definitionen und Begriffe

Dieser Abschnitt dient zur Erläuterung der für diese Arbeit wichtigen Begrifflichkeiten die Gebiete der inversen Parameteridentifizierung und der Optimierung betreffend. Die Beschreibungen in **Abschnitt 2.5.1** sind [Wik14g] entnommen. Weiterführende Informationen finden sich an selbiger Stelle.

2.5.1.1 Zielfunktion und Parameter

Die zu optimierende Funktion im Sinne des Auffindens eines Minimums oder eines Maximums heißt Zielfunktion, wobei in der Regel Optimierungsaufgabenstellungen als Minimierungsproblem definiert werden. Die Variablen der Zielfunktion tragen die Bezeichnung Parameter. Die Anzahl n an Parametern spannen den n -dimensionalen Parameterraum auf. Für Approximationsprobleme wird als Zielfunktion häufig die Quadratsumme der Differenz zwischen zwei Funktionen verwendet (Methode der kleinsten Quadrate). Die Topologie der Zielfunktion beeinflusst entscheidend den Aufwand zur Lösung des jeweiligen Problems.

2.5.1.2 Nebenbedingungen und zulässige Menge

Bei Optimierungsaufgabenstellungen werden der Parameterraum durch Eingangs-Nebenbedingungen und die Zielfunktion durch Ausgangs-Nebenbedingungen eingeschränkt. Nebenbedingungen können als Gleichungen oder Ungleichungen formuliert sein oder explizit eine Menge beschreiben (z. B. nur ganzzahlige Werte). Die Menge aller Parameterwerte, die alle Eingangs-Nebenbedingungen erfüllt, wird als zulässige Menge bezeichnet.

2.5.1.3 Lokale und globale Optimierung

Lokale Optimierung bedeutet, dass nächste relative (lokale) Minimum oder Maximum zu finden. Für die lokale Optimierung existieren zahlreiche Methoden, die bei allen nicht allzu schwierigen Problemstellungen alle mehr oder weniger schnell mit großer Sicherheit konvergieren. Das Auffinden eines absoluten Extremums der Zielfunktion ist Aufgabe der globalen Optimierung mit einem verglichen mit der lokalen Optimierung vielfach größerem Schwierigkeitsgrad. Insbesondere hier beeinflusst die Topologie der Zielfunktion den Aufwand zur Lösung bzw. die Lösbarkeit der gestellten Aufgabe im Rahmen eines gegebenen oder realisierbaren Rechenbudgets.

2.5.1.4 Lineare und nichtlineare Optimierung

Bei der linearen Optimierung ist die Zielfunktion ebenfalls linear und die Nebenbedingungen sind durch ein System linearer Gleichungen und Ungleichungen darstellbar. Aufgrund der Konvexität der zulässigen Menge der Parameterwerte ist jedes lokale Optimum auch globales Optimum. Bei der nichtlinearen Optimierung liegen die Zielfunktion und / oder die Nebenbedingungen in nichtlinearer Form vor. Zur Lösung wird das Problem auf die Optimierung einer Hilfsfunktion ohne Nebenbedingungen zurückgeführt.

2.5.1.5 Skalare Optimierungsprobleme und Pareto-Optimierung

Skalare Optimierungsprobleme können mathematisch so definiert werden, dass die reellwertige Zielfunktion

$$f : V \rightarrow R \quad (31)$$

minimiert oder maximiert wird. Bei der sogenannten Pareto-Optimierung werden die einzelnen Komponenten einer vektorwertigen Zielfunktion

$$f : V \rightarrow R^n \quad (32)$$

gleichzeitig optimiert. Es wird daher auch der Begriff Vektoroptimierungsproblem verwendet. Für den Vektor der Variablen der Zielfunktion \underline{x} gilt in beiden Fällen die Nebenbedingung

$$\underline{x} \in \underline{X}. \quad (33)$$

Dabei ist die zulässige Menge \underline{X} jeweils indirekt durch eine Funktion gegeben, gewöhnlich standardisiert in der Form

$$\underline{X} = \{\underline{x} \in V : g(\underline{x}) \leq 0\} \quad (34)$$

mit einer vektorwertigen Funktion

$$g : V \rightarrow R^m. \quad (35)$$

In der Regel sind bei Vektoroptimierungsproblemen keine Lösungen existent, die gleichzeitig zu einem Optimum aller Komponenten der Zielfunktion führen. Im Allgemeinen ergibt sich vielmehr eine größere Lösungsmenge. Eine Skalarisierung, die Gewichtung der Einzelkomponenten der Zielfunktion in **Gl. (32)**, ermöglicht die Selektion eines einzelnen Optimums.

2.5.2 Verfahren zur Lösung von Optimierungsproblemen

Zur Lösung von Optimierungsproblemen stehen eine Vielzahl an unterschiedlichen Verfahren bzw. Algorithmen und Strategien zur Verfügung. Diese können in Methoden der lokalen und der globalen Optimierung unterteilt werden.

2.5.2.1 Methoden der lokalen Optimierung

Grundsätzlich kann bei den Methoden der lokalen Optimierung eine Unterteilung der großen Vielfalt an vorhandenen Algorithmen in ableitungsfreie Verfahren vorgenommen werden und jene Verfahren, welche eine Berechnung von Gradienten der Zielfunktion benötigen.

Ableitungsfreie Verfahren sind dann von Interesse, wenn die Berechnung von Ableitungen nicht möglich, unzuverlässig oder nicht praktikabel ist, z. B. wenn die Bestimmung der Zielfunktion mit einem hohen Zeit- oder Kostenaufwand verbunden ist oder die Zielfunktion verrauscht ist. Die ableitungsfreien Methoden der lokalen Optimierung werden unterteilt in direkte Verfahren und modellbasierte Verfahren. Einen umfassenden Überblick samt der historischen Entwicklung von ableitungsfreien Algorithmen geben Rios und Sahinidis [Rio13].

Zu den ableitungsfreien, direkten Verfahren zählen z. B. das Simplex-Verfahren [Dan02, Wik15b] und das Verfahren des goldenen Schnittes [Wik15e]. Das GPS²-Verfahren verallgemeinert die direkten Optimierungsverfahren und geht auf Torczon [Tor97] zurück [Rio13].

Sofern die schnelle Berechnung eines Gradienten möglich ist, sind Verfahren mit Verwendung der ersten Ableitung die Konvergenzgeschwindigkeit betreffend schneller als die ableitungsfreien Methoden. Gleichzeitig sind sie ähnlich robust wie die ableitungsfreien Methoden [Wik14g]. Zur Gruppe dieser Verfahren gehören beispielsweise das Gradientenverfahren [Wik14c] und die Quasi-Newton-Verfahren [Wik14a].

Das Newton-Verfahren oder auch Newton-Raphson-Verfahren gilt in der Mathematik als Standardverfahren zur numerischen Lösung von nichtlinearen Gleichungssystemen und Gleichungen. Die zweite Ableitung wird benötigt, um gegebenenfalls zu überprüfen, ob die Folge konvergiert [Wik15a]. Vorteil des Newton-Verfahrens ist seine schnelle Konvergenz. Es gilt jedoch als wenig robust, so dass gegebenenfalls zusätzlich globale Optimierungsstrategien angewendet werden müssen [Wik14g]. In der Nähe des Ziels wird beim Gauß-Newton-Verfahren eine ähnliche Kon-

² GPS ist das Akronym für den englischsprachigen Begriff „Generalized pattern search“.

vergenzgeschwindigkeit wie beim Newton-Verfahren erreicht. Auch hier werden gegebenenfalls Globalisierungs- und Stabilisierungsstrategien erforderlich, um eine Konvergenz zum nächsten lokalen Minimum gewährleisten zu können. Der Levenberg-Marquardt-Algorithmus [Lev44, Mar63] ist hierfür eine populäre Variante [Wik14g].

2.5.2.2 Methoden der globalen Optimierung

Methoden zur Lösung von globalen Optimierungsproblemen weisen die Gemeinsamkeit auf, nach ihrem jeweiligen System globale Extrema aufzusuchen [Wik14g]. Hierbei kann nach deterministischen, modellbasierten und stochastischen Verfahren unterschieden werden. Einen Überblick über die Methoden der globalen Optimierung geben Floudas und Gounaris [Flo09].

Ähnlich wie bei den modellbasierten lokalen Optimierungsverfahren folgen modellbasierte globale Methoden dem Ansatz, in jedem Iterationsschritt ein hochgenaues Ersatzmodell zu bewerten und zu erneuern, um zu einer Optimierung des eigentlichen Modells zu gelangen. In diesem Zusammenhang wird das Ersatzmodell für den gesamten Parameterraum definiert oder für Teile davon und dabei dynamisch durch Teilung verfeinert [Rio13].

Bei den sogenannten RSM³-Verfahren wird eine unbekannte Funktion durch eine Antwortfläche oder ein Metamodell angenähert. Entweder werden Antwortfläche oder Metamodell erzeugt, indem der quadratische Fehler zwischen Funktion und Modell an bestimmten Punkten, zu denen Messungen vorliegen, minimiert wird oder es werden Funktionen erzeugt, welche durch ausgewählte Antworten des Modells verlaufen [Rio13].

Die adaptiven Antwortflächenverfahren, auch ARSM⁴-Verfahren genannt, kombinieren auf konsequente Art gewisse Optimierungsstrategien mit den RSM-Verfahren [Etm96, Abs01, Kur02, Sta02]. Die zeitliche Abfolge der einzelnen Schritte des Ablaufs von ARSM-Verfahren ist in **Bild 2.23** dargestellt. Im Gegensatz zu den RSM-Verfahren wird ein Teilbereich des globalen Parameterraums genutzt, um die Antwortflächen mittels Polynomialfunktionen niedrigen Grads zu approximieren. Ausgehend von einem zunächst großen Teilbereich verkleinert sich dieser und konvergiert zunehmend in Richtung Optimum [Dyn11].

Für globale Optimierungsprobleme, für deren etwaige Lösbarkeit bzw. Lösung in akzeptabler Zeit kein Algorithmus bekannt ist, werden stochastische Verfahren genutzt, um eine hinreichend genaue Lösung in kürzerer Zeit zu finden. Sind deren grundsätzliche Funktionsweise von biologischen Vorbildern inspiriert, wird auch von naturanalogen Optimierungsverfahren gesprochen [Wik14b]. Einen Überblick über diese Verfahren geben Zang et al. [Zan10]. Aufgrund des weni-

³ RSM ist das Akronym für den englischsprachigen Begriff „Response surface method“.

⁴ ARSM ist das Akronym für den englischsprachigen Begriff „Adaptive response surface method“.

ger komplizierten Aufwands zur Implementierung im Vergleich mit deterministischen Algorithmen existiert sehr viel Literatur zu stochastischen Algorithmen, insbesondere in Bezug auf deren konkrete Anwendungen [Rio13].

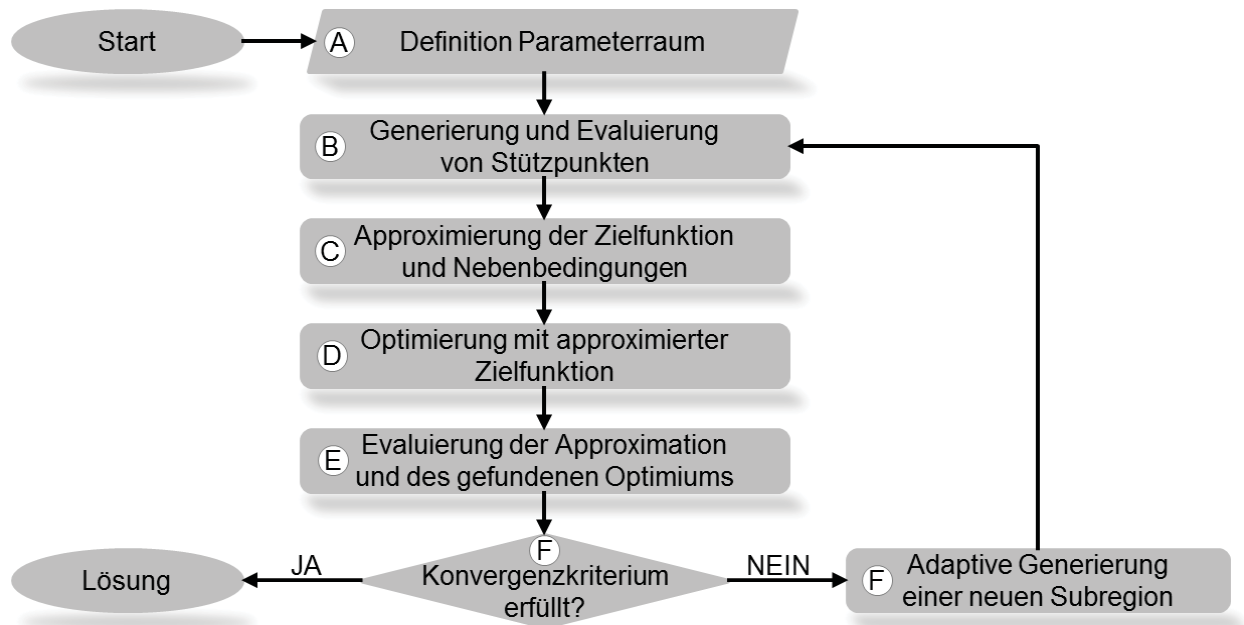


Bild 2.23: Allgemeiner Ablauf von ARSM-Verfahren nach [Dyn11]

Im Folgenden wird näher auf die Ausführungen zu evolutionären Algorithmen (EA) in [Dyn11] eingegangen. Evolutionäre Algorithmen versuchen biologische Evolutionsschritte wie Selektion, Adaption und Mutation nachzubilden. Die in der Vergangenheit vorgestellten evolutionären Algorithmen bauen auf drei Klassen auf. Es handelt sich dabei um

- genetische Algorithmen (GA) [Gol89, Hol92],
- evolutionäre Strategien (ES) [Rec71, Sch81] und
- evolutionäre Programmierung (EP) [Fog66].

Die Art und Weise der evolutionären Entwicklung der Optimierungsvariablen differenziert die Gruppe der evolutionären Verfahren in genetische Algorithmen und evolutionäre Strategien. Der allgemeingültige Ablauf von naturanalogen Optimierungsverfahren und damit auch der evolutionären Algorithmen ist in **Bild 2.24** dargestellt. Durch die Initialisierung (1) wird die Startpopulation mit einer bestimmten Anzahl an Designs, welche mögliche Lösungen des Optimierungsproblems darstellen, festgelegt. Anschließend beginnt die eigentliche Iteration, wobei jede Iterationsschleife eine Generation darstellt. Die Erzeugung einer neuen Generation beinhaltet die Schritte Klassifizierung bzw. Selektion der besten Designs (2), Adaption (3), Mutation (4), Evaluierung (5) und anschließendes Update des Archivs mit den Lösungen des Optimierungsproblems (6). Es werden so lange neue Generationen erzeugt, bis ein Konvergenzkriterium erfüllt ist (7).

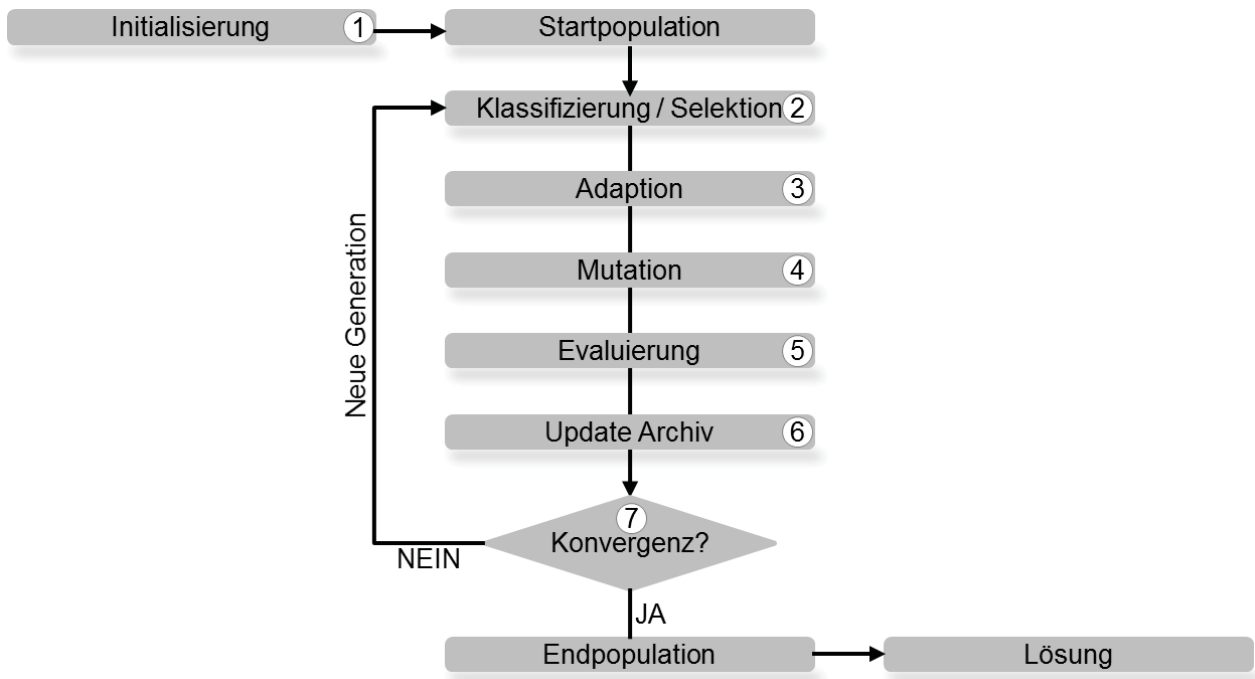


Bild 2.24: Allgemeiner Ablauf von naturanalogen Optimierungsverfahren nach [Dyn11]

Der größte Unterschied zwischen genetischen Algorithmen und evolutionären Strategien besteht in der Art und Weise wie Veränderungen in der Population erzeugt werden. Bei evolutionären Strategien (**Bild 2.25**, links) erfolgt dies durch die Mutation eines Individuums von Generation zu Generation, bei genetischen Algorithmen (**Bild 2.25**, rechts) dagegen hauptsächlich durch Rekombination einzelner Gene durch sogenannte Crossover-Operatoren.

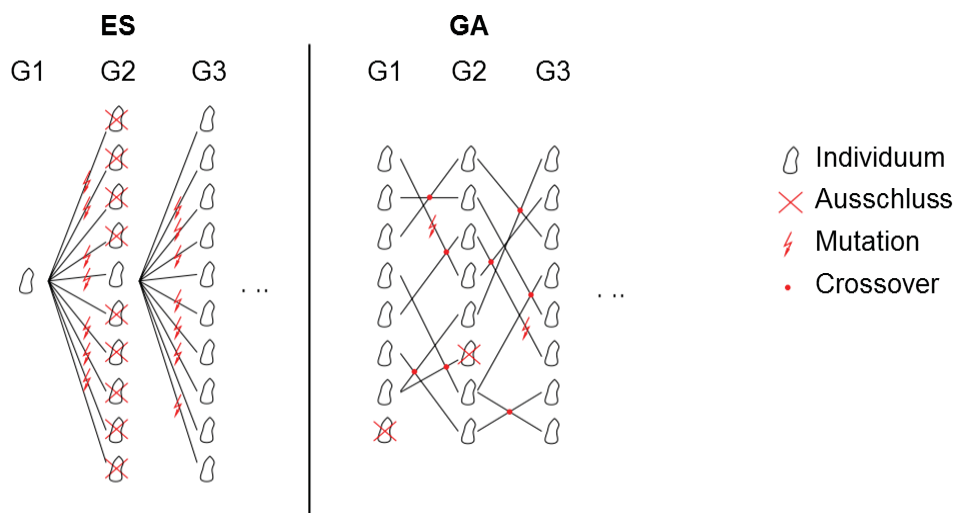


Bild 2.25: Unterschied zwischen evolutionären Strategien (ES) und genetischen Algorithmen (GA) in der Erzeugung von Veränderungen in der Population von Generation zu Generation nach [Dyn11]

Die Selektion von Designs beruht auf mathematischen Auswahlverfahren nach dem Zufallsprinzip und erfordert die Einführung einer sogenannten Fitness-Funktion. Bekannte Methoden sind: „Linear ranking“, „Exponential ranking“, „Roulette wheel selection“, „Stochastic universal

sampling“ und „Tournament selection“. Detaillierte Beschreibungen der Selektionsmethoden finden sich in [Dyn11].

Bei der Adaption durch Rekombination bei genetischen Algorithmen werden von jeweils zwei Eltern zwei Nachkommen durch Tausch einzelner Gene erzeugt. Hintergrund ist die Erzeugung von Designs mit besseren Eigenschaften und die Gewährleistung von Unterschieden zwischen den Designs einer Generation. Es existieren verschiedene Methoden für den Tausch der Gene [Dyn11], siehe auch **Bild 2.26**:

- „Multipoint crossover“ (blockweiser Tausch von Genen mit zufälliger Länge der Blöcke),
- „Uniform crossover“ (zufälliger Tausch einzelner Gene),
- „Arithmetic crossover“ (Addition der Werte der einzelnen Gene und prozentuale Aufteilung, Prozentsatz gleich für alle Gene) und
- „Simulated binary crossover“ (binäre Kodierung der Gene, zufälliger Tausch von einzelnen Stellen der binär kodierten Gene, Dekodierung).

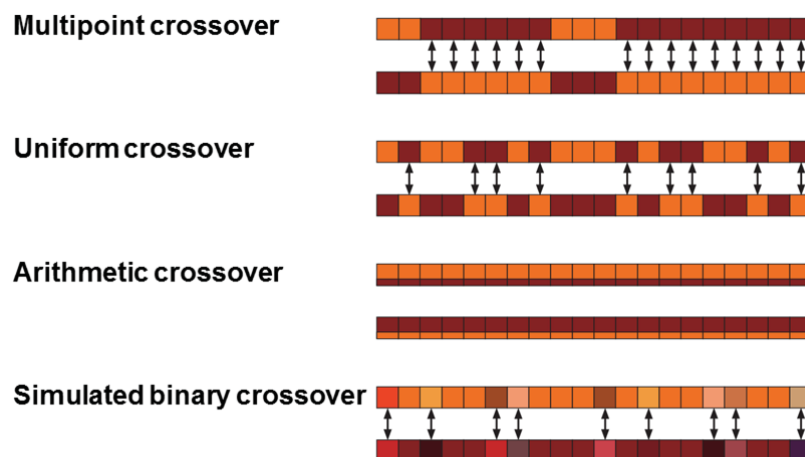


Bild 2.26: Unterschiedliche Rekombinationsstrategien von genetischen Algorithmen nach [Dyn11]

Außerdem werden durch Mutation die einzelnen Gene der Nachkommen verändert. Dabei wird jedes Gen mit einer definierten Wahrscheinlichkeit für die Mutation ausgewählt. Die Größe der Veränderung des Gens basiert auf einer normalverteilten Funktion mit dem Wert des Gens als Mittelwert [Dyn11].

2.5.3 Identifizierung von Modellparametern für FEM-Simulationen von Umformprozessen

Häufig weichen die Berechnungsergebnisse von FEM-Simulationen und damit korrespondierenden Experimenten voneinander ab. Dies gilt für verschiedenste Disziplinen aus Wissenschaft und Technik, so z. B. auch im Bereich der Fertigungstechnik bei der Simulation von Umformprozessen. Als konkretes Beispiel dafür kann der Werkstofffluss in kombinierten Fließpressprozessen

angeführt werden. Abweichungen der Werkstückgeometrie zwischen einer Simulationsrechnung und dem dazugehörigen realen Prozess können generell zum einen an einer ungenügenden Modellierung des jeweiligen Simulationsproblems liegen oder zum anderen an nicht genau genug bestimmten Parametern des Simulationsmodells.

Szeliga et al. [Sze06] führen die Genauigkeit von FEM-Simulationen zur Berechnung von Umformprozessen im Allgemeinen neben genauen Reibungskenngrößen in hohem Maße auf eine exakte Modellierung des Werkstoffverhaltens sowie der thermischen Kontaktbedingungen zurück. Als hauptsächliche Fehlerquellen bei der Auswertung von Zug-, Druck- oder Torsionsversuchen zur Werkstoffcharakterisierung in Form von dehnraten- und temperaturabhängigen Fließkurven nennen sie die Interpretation der Ergebnisse, eine inhomogene bzw. die Lokalisierung der Umformgradverteilung, Reibungseffekte sowie thermische Effekte, auch als Folge der Umformung und Reibung. Darüber hinaus bestehen bis heute große Schwierigkeiten bei der experimentellen Ermittlung des plastischen Werkstoffverhaltens im Bereich hoher Umformgrade. Aufgrund der speziellen Gegebenheiten in der Massivumformung ist auch eine direkte Bestimmung von einigen weiteren Modellparametern durch standardisierte Verfahren oftmals nicht oder nur schwer möglich. Dies sind z. B. Parameter zur Beschreibung der Kontaktbedingungen zwischen Werkstück und Werkzeug in Form der Reibung und Parameter zur Modellierung des Wärmeübergangs.

Bei zu großen Differenzen zwischen einzelnen Ergebnisgrößen wie beispielsweise der Werkstückgeometrie oder des Kraft-Weg-Verlaufs aus Experimenten und den dazugehörigen Simulationsrechnungen kann laut Will [Wil06] eine Optimierungsaufgabenstellung zur Minimierung dieser Differenzen formuliert werden. Als zu optimierende Variablen dienen in solch einem Fall diejenigen Parameter des numerischen Modells, in denen ein Einfluss auf Unterschiede zwischen gemessenen und simulativ berechneten Größen vermutet wird oder deren Werte unbekannt oder unsicher sind. In der Vergangenheit wurden solche auch als Parameterkalibrierung oder Identifikationsproblem bezeichneten Aufgabenstellungen in der Regel durch manuelle, iterative Anpassung einzelner Parameter bearbeitet. Durch die Automatisierbarkeit von Identifikationsproblemen mittels computergestützten Optimierungsprogrammen sind die Möglichkeiten zur Lösung solcher Aufgaben mit erhöhter Komplexität heutzutage wesentlich gestiegen.

Nach Ponthot und Kleinermaier [Pon06] erfolgt die Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens gewöhnlich in vier Schritten. Sie umfasst die Wahl eines geeigneten plasto-mechanischen Versuchs, die Wahl oder Entwicklung eines Werkstoffmodells auf Basis physikalischer Zusammenhänge und der Versuchsergebnisse, eine Identifizierung der Modellparameter und abschließend einen Test bzw. eine Validierung des Modells in komplexeren Anwendungen.

Dieses Vorgehen ist ebenso auf die Identifizierung von Parametern von Modellen zur Beschreibung der thermischen als auch der mechanischen Kontaktbedingungen übertragbar.

Im Bereich der Blechumformung erfolgte die Gewinnung von experimentellen Daten für eine anschließende inverse Parameteridentifizierung z. B. aus

- Zugversuchen [Mah94, Gav95, Gho01, Fur02, Co07, Wil09b, Ayd11],
- Kreuzzugversuchen [Bel09],
- Tiefziehversuchen an einer kreuzförmigen Werkstückgeometrie [Gho01],
- Bulge-Tests [Gho01, For03],
- MLDH⁵-Tests [Cho03, Cho05] und
- Drei-Punkt-Biegeversuchen [Zha02, Zha04].

Auf dem Gebiet der Massivumformung waren es z. B.

- Rundzugversuche [Pon06],
- Zylinderstauchversuche [Kus95, Boy99, Fau00, For02, Kle03, Qu05, Pon06, Sze06, Sze07],
- Ringstauchversuche [For02, Cho03, Cho05, Sze06, Sze07, Kim08],
- Stauchversuche mit quaderförmiger Probengeometrie [Sze06],
- Flachstauchversuche [Gel95, Gel96, Kow00, Gho01, For02, Sze02, For03, Sze06, Sze07],
- Flachstauchversuche mit einer Begrenzung des Werkstoffflusses auf zwei Richtungen [Sze06] und
- Torsionsversuche [Gav95, Che96].

Es finden sich für die Massivumformung zahlreiche Beispiele, in denen die Parameter von unterschiedlichen analytischen Materialmodellen [Gav95, Gel95, Kus95, Che96, Gel96, Kow00, Gho01, For02, Sze02, For03, Sze04, Qu05, Pon06, Sze06, Sze07], tribologische Modellparameter [For02, Sze07] oder thermische Modellparameter [Sze04] für verschiedene Werkstoffe invers mittels FEM-Simulationen anhand von Daten aus den oben genannten plasto-mechanischen Tests identifiziert wurden. In weiteren Veröffentlichungen erfolgte aus den Daten der jeweils selben plasto-mechanischen Tests entweder eine serielle [Boy99, Cho03, Cho05] oder parallele [Fau00, For03, Kle03, Pon06, Sze06, Kim08] inverse Bestimmung von rheologischen und tribologischen Modellparametern.

⁵ MLDH ist das Akronym für den englischsprachigen Begriff „Modified limited dom height“.

Die oben genannten Arbeiten unterscheiden sich bei der Identifizierung der Modellparameter weiterhin nach dem Aufbau der Zielfunktionen und generell in der Anzahl der zu minimierenden Zielfunktionen. Werden mehrere Zielfunktionen betrachtet, ist zu unterscheiden, ob diese parallel (Pareto-Optimierung) oder nacheinander minimiert werden. Unabhängig von der Anzahl an Zielfunktionen kann jede der Funktionen wiederum aus mehreren unterschiedlichen Zielgrößen zusammengesetzt sein. Die am häufigsten verwendeten Zielgrößen stellen die Differenz zwischen experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Weg-Verläufen bzw. die Differenz zwischen experimentell und numerisch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Diagrammen dar. Insbesondere bei der Identifizierung von tribologischen Modellparametern wird oftmals auch die Differenz zwischen experimentell und numerisch bestimmter Änderung der Werkstückgeometrie herangezogen. Weiteres Unterscheidungsmerkmal ist, ob die experimentellen Daten auf den Ergebnissen eines einzigen Versuchs eines plasto-mechanischen Tests basieren oder gegebenenfalls Mittelwerte aus mehreren Versuchswiederholungen desselben Tests mit denselben Versuchsbedingungen verwendet werden. Zur Berücksichtigung von z. B. temperatur- oder geschwindigkeitsabhängigen Effekten setzen sich Zielfunktionen teilweise aus den Simulationsergebnissen und den experimentellen Daten von mehreren verschiedenen Versuchen desselben plasto-mechanischen Tests bei unterschiedlichen Versuchsbedingungen zusammen. Zur Veranschaulichung der in der Literatur verwendeten Ansätze dient der morphologische Kasten in **Bild 2.27**.

1 Anzahl an Zielfunktionen	eine	mehrere
2 Anzahl an Zielgrößen in Zielfunktionen	eine	mehrere
3 Versuchsbelegung	einfach	mehrfach
4 Versuchsbedingungen	konstant	variabel
5 Synchronisation bei mehreren Zielfunktionen	seriell	parallel

Bild 2.27: Morphologischer Kasten für im Schrifttum häufig verwendeter Ansätze zur inversen Identifizierung von Modellparametern

Die für einen Abgleich zwischen Experiment und Simulationsrechnung benötigten Daten können, wie von Chenot et al. [Che96] vorgeschlagen wurde, auch aus tatsächlichen Umformprozessen gewonnen werden, sofern die Messdaten genau genug sind. Ein Anwendungsbeispiel zum NR-FP von Stahlwerkstoffen stammt von Doege et al. [Doe02] bzw. Alasti [Ala08]. In ihren Untersuchungen verwendeten sie ein Werkzeug (**Bild 2.28**), welches durch in den Gegenstempel integrierte Thermoelemente und Dehnungsmesstreifen (DMS) die Erfassung der Werkzeugtemperatur und -dehnung während des Warmfließpressens von Stahlwerkstoffen ermöglicht. Eine weitere Messgröße stellt die Stempelkraft dar. Alle drei experimentellen Messgrößen finden laut [Doe02] zusammen mit den Ergebnissen der dazugehörigen FEM-Simulationen Eingang in jeweils separate Zielfunktionen. Ziel stellt die simultane Identifizierung von tribologischen und

thermischen Modellparametern für die Simulation von Präzisionsschmiedeprozessen dar. Es wurden ein Reibungsmodell mit sieben Parametern und ein Modell zur Beschreibung des Wärmeübergangs zwischen Werkstück und Werkzeugelementen mit sechs Parametern verwendet. Über die verwendeten Algorithmen liegen jedoch ebenso keine Informationen wie zu den erzielten Ergebnissen im Zuge einer inversen Parameteridentifizierung vor. Anstelle dessen wurden die Parameter des Wärmeübergangs- und des Reibungsmodells manuell durch Abgleich zwischen experimentell gewonnenen Messdaten und Simulationsergebnissen eines einfachen Versuchsplans angepasst [Ala08].

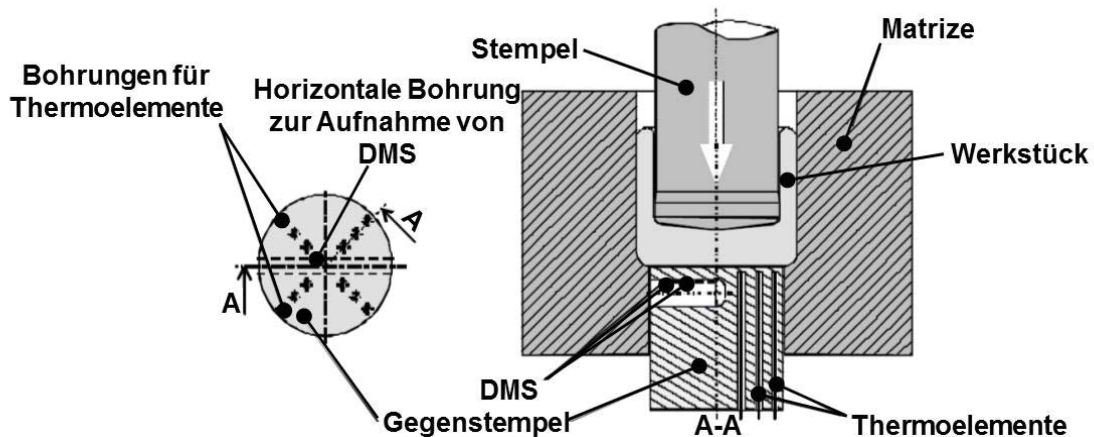


Bild 2.28: Versuchswerkzeug mit in den Gegenstempel integrierten Thermoelementen und Dehnungsmessstreifen zur Erfassung der Werkzeugtemperatur und -dehnung während des NR-FP nach [Doe02]

Wie bereits erläutert, ist für eine inverse Identifizierung von FEM-Modellparametern eine mathematische Beschreibung der Differenz zwischen experimentellen und numerischen Ergebnisgrößen notwendig. In der Regel liegen, wie in **Bild 2.29** auf der linken Seite veranschaulicht, die experimentellen Ergebnisse aus plasto-mechanischen Tests zu verschiedenen diskreten Zeitpunkten bzw. an verschiedenen diskreten Wegmarken vor. Durch Interpolation der einzelnen experimentellen Ergebnisse ergibt sich eine grafische Darstellung in Form einer Ergebniskurve. Die in der Literatur verwendeten Zielfunktionen werden oftmals durch die Summe der quadrierten Fehler zwischen den experimentellen Ergebnissen u_i^{Exp} und den Ergebnissen der dazugehörigen FEM-Rechnungen $u_i^{\text{FEM}}(\underline{x})$ an verschiedenen diskreten Vergleichspunkten n_i gebildet. Die Vergleichspunkte n_i sind entweder Zeitpunkte t_i oder Wegmarken s_i .

Die Fehler zwischen experimentellen und simulativ ermittelten Ergebnissen an verschiedenen Vergleichspunkten sind in **Bild 2.29** im rechten Diagramm abgebildet. Oftmals erfolgt eine Durchschnittswertbildung durch Division der gebildeten Summe durch die Anzahl an Messpunkten n_i . Die Quadratwurzel daraus stellt dann den quadratischen Mittelwert RMS^6 dar. Teilweise

⁶ RMS ist das Akronym für „Root mean square“, der englischen Bezeichnung für den quadratischen Mittelwert.

erfolgt die Relativierung der gebildeten Differenzen durch Division durch den jeweiligen Messwert u_i^{Exp} und führt zur Gleichung

$$RMS(\underline{x}) = \sqrt{\frac{1}{n_i} \cdot \sum_{i=1}^{n_i} \left(\frac{u_i^{\text{FEM}}(\underline{x}) - u_i^{\text{Exp}}}{u_i^{\text{Exp}}} \right)^2} . \quad (36)$$

\underline{x} beschreibt darin den Vektor aller Optimierungsvariablen x_m .

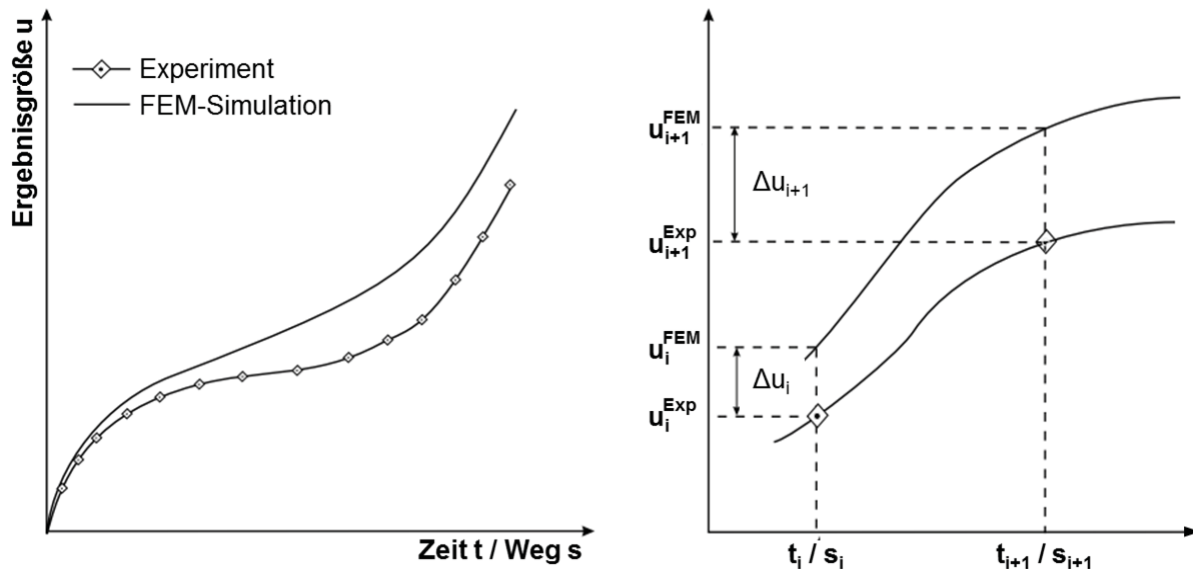


Bild 2.29: Qualitative Darstellung der üblicherweise verwendeten Definition der Differenz zwischen experimentellen und numerischen Ergebnisgrößen zu diskreten Zeitpunkten t_i bzw. diskreten Wegmarken s_i in Anlehnung an [Pon06]

Weiteres Unterscheidungsmerkmal zwischen den in der vorliegenden Literatur durchgeführten Arbeiten zur inversen Parameteridentifizierung stellt die verwendete Optimierungsstrategie (siehe **Abschnitt 2.5.2**) dar. Das Simplex-Verfahren wurde beispielsweise von Kowalski et al. [Kow00] oder Szeliga et al. [Sze04], das Verfahren des Goldenen Schnitts von Kim und Choi [Kim08] und das GPS-Verfahren von Szeliga et al. [Sze04] genutzt. Mahnken und Stein [Mah94], Furukawa et al. [Fur97, Fur02], Szeliga et al. [Sze04], Ponthot und Kleinermann [Pon06] sowie Cooreman et al. [Coo07] verwendeten das Gradientenverfahren. Von Szeliga et al. [Sze04] wurde das Quasi-Newton-Verfahren angewendet, ebenso wie von Ponthot und Kleinermann [Pon06] sowie von Kim und Choi [Kim08] in Verbindung mit dem BFGS-Algorithmus⁷. Die Berechnung der Modellparameter innerhalb eines Optimierungsschrittes bei Cho et al. [Cho03, Cho05] erfolgte durch das Newton-Raphson-Verfahren und das Gauß-Newton-Verfahren wurde z. B. von Gavrus et al. [Gav95], Chenot et al. [Che96], Boyer und

⁷ Beim BFGS-Algorithmus handelt es sich um ein Quasi-Newton-Verfahren, benannt nach Broyden, Fletcher, Goldfarb und Shanno [Wik14a].

Massoni [Boy99], Forestier et al. [For02, For03] oder Belkassem et al. [Bel09] genutzt. Der Levenberg-Marquardt-Algorithmus kam in den Arbeiten von Gelin und Ghouati [Gel95, Gel96, Gho01], Faurholdt [Fau00] sowie Zhao und Lee [Zha04] bei der inversen Parameteridentifizierung zur Anwendung. Das RSM-Verfahren wurde von Aydin et al. [Ayd11] und das ARSM-Verfahren beispielsweise von Will [Wil09b] genutzt. Bei den stochastischen Verfahren sind es z. B. die Methode der simulierten Abkühlung, angewendet von Kowalski et al. [Kow00], und evolutionäre Algorithmen, die von Furukawa et al. [Fur97, Fur01, Fur02], Szeliga et al. [Sze04] oder Ponthot und Kleinermann [Pon06] angewendet wurden.

Die gewählte Optimierungstechnik trägt entscheidend zur Qualität der Lösung und zur Konvergenzgeschwindigkeit bei [Kus95]. Für die Identifizierung von rheologischen Modellparametern empfehlen Szeliga et al. [Sze04] die Anwendung von evolutionären Algorithmen. Die Begründung liegt in der Art von Zielfunktionen für diese Aufgabenstellungen mit oftmals vielen lokalen Minima. Die Anwendung von evolutionären Algorithmen ist besonders in der Umformtechnik mit einem größeren Zeit- und Kostenaufwand verbunden als z. B. die Gradientenmethode, da viele direkte Berechnungen mittels FEM-Simulationen durchgeführt werden müssen [Pon06]. Im Allgemeinen kann jedoch nicht gesagt werden, welches die beste Methode für die inverse Parameteridentifizierung ist [Sze06]. Dies spiegelt sich auch durch die Vielfalt an angewendeten Methoden auf Probleme der inversen Parameteridentifizierung auf dem Gebiet der Umformtechnik wieder. Es gibt keinen Algorithmus, welcher robust genug ist, alle erdenklichen Problemstellungen zu lösen [Pon06]. Ein Algorithmus kann in einer Anwendung sehr wirkungsvoll zu Lösungen führen und in anderen nicht. Kleinermann und Ponthot empfehlen daher einen Wechsel zu einer anderen Methode, sobald die aktuell angewendete Methode nicht (mehr) effizient ist [Kle03]. Bei dieser Kaskadierung von verschiedenen Optimierungsverfahren wird auch von hybriden Optimierungstechniken gesprochen.

In mehreren Veröffentlichungen wird berichtet, dass für die inverse Parameteridentifizierung im Bereich der Massivumformung mehrere Optimierungsverfahren nacheinander angewendet wurden (hybride Optimierung). Um nicht ein lokales Minimum als ein globales Minimum zu identifizieren, wird meistens empfohlen, zunächst ein Verfahren der globalen Optimierung anzuwenden. Dafür eignen sich insbesondere stochastische Verfahren gut. Um eine noch genauere Lösung zu erhalten, bietet sich im Anschluss vor allem die Anwendung von lokalen Optimierungsverfahren oder von globalen modellbasierten Optimierungsverfahren an. Als Beispiele können an dieser Stelle die bereits erwähnten Arbeiten von Kusiak et al. [Kus95] (Monte-Carlo-Methode und Simplex-Methode), Szeliga et al. [Sze04] (Genetischer Algorithmus und Ableitungsfreie Verfahren) oder Qu et al. [Qu05] (Genetischer Algorithmus und Gauß-Newton-Verfahren) aufgeführt werden.

Das Programmsystem *optiSLang* ist ein Softwaretool der *Dynardo GmbH* für CAE⁸-basierte Sensitivitätsanalysen, multidisziplinäre Optimierungen, Robustheitsbewertungen und Zuverlässigkeitsanalysen. Es ist möglich, die relevanten Eingangs- und Ausgangsparameter einer Problemstellung zu identifizieren und die Prognosefähigkeit mit Hilfe des „Coefficient of Prognosis“ (CoP) und des „Metamodel of Optimal Prognosis“ (MOP) zu quantifizieren. Dadurch können eine „no run too much“-Philosophie realisiert und die Anzahl an „Solver“-Aufrufen minimiert werden. Durch eine Vielzahl an implementierten Algorithmen und Optimierungsmethoden, wie z. B. Gradientenverfahren, genetische Algorithmen oder ARSM, lassen sich Verfahren der Optimierung und der stochastischen Analyse je nach Aufgabenstellung miteinander kombinieren. Das Programmsystem *optiSLang* eignet sich daher auch für die Lösung komplexer Optimierungsprobleme mit vielen Variablen, streuenden Eingangsgrößen oder nicht-linearem Systemverhalten [Dyn15b]. „Der CoP quantifiziert die Prognosefähigkeit eines Metamodells (Regressionsmodells) zur Vorhersage einer Ergebnisgröße. [...] Das MOP repräsentiert das Metamodell mit der besten Prognosefähigkeit der Ergebnisgröße. Zur Ermittlung des MOP werden Unterräume wichtiger Eingangsgrößen mit Metamodellen ausgewertet. Das ermöglicht ein [...] Maximum an prognosefähigen Zusammenhängen der Designbewertungen“ [Dyn15a]. Mit dem MOP wird die Berücksichtigung von nicht-linearen Korrelationstermen unterstützt. Für die Approximation der Zielgrößen werden nicht signifikante Eingangsparameter eliminiert und nur ein Teil der Designs (Stützpunkte bzw. „Support points“) werden zur Erstellung des sogenannten MOP verwendet. Die restlichen Designs (Testpunkte bzw. „Test points“) dienen zur Überprüfung der Prognosefähigkeit des erstellten Metamodells [Wil09a, Mos10, Mos11].

Aus praktischen Erfahrungen von Will [Wil06] liegt der Schlüssel einer erfolgreichen Parameterkalibrierung neben der Verwendung leistungsfähiger Optimierungsalgorithmen häufig in der korrekten präzisen Definition von Designraum und Zielfunktion. Der Autor empfiehlt vor einer Optimierung die Durchführung einer Sensitivitätsanalyse des in Frage kommenden Designraums und als Resultat die Optimierungsvariablen auf die mit wichtigen Ergebnisgrößen korrelierenden Parameter zu beschränken. Die Kombination aus Sensitivitätsanalyse und anschließender Identifizierung der relevanten Modellparameter wurde mit Verwendung der Software *optiSLang* beispielsweise für die Bestimmung von Parametern eines Schädigungsmodells für die Simulation von Blechumformprozessen (ARSM) [Wil09b], im Bereich des Brückenbaus (genetischer Algorithmus) [Zab08, Rib12] oder bei der Entwicklung von Schienenfahrzeugen (genetischer Algorithmus) [Rib13] erfolgreich angewendet.

⁸ CAE ist das Akronym für den englischsprachigen Begriff „Computer-aided engineering“.

2.6 Zusammenfassung des Standes der Technik

Aufgrund technischer und wirtschaftlicher Vorteile werden bei der umformtechnischen Fertigung von Werkstücken mit komplexer Geometrie aus Aluminiumwerkstoffen mit einer guten Kaltumformbarkeit Verfahrenskombinationen mit gleichzeitig ablaufenden Teilvorgängen angestrebt. Das Fließverhalten des Werkstoffs in kombinierten Fließpressprozessen mit einem bewegten Werkzeugelement wird durch eine Vielzahl an Parametern beeinflusst und ist Gegenstand zahlreicher wissenschaftlicher Veröffentlichungen.

Aus den für diese Arbeit recherchierten Untersuchungen zum VV-VR-FP, VV-NR-FP, NV-NR-FP und VR-NR-FP mit einem bewegten Werkzeugelement geht hervor, dass der Werkstofffluss in erster Linie von den geometrischen Gegebenheiten und den auf das Werkstück wirkenden Reibungskräften bestimmt wird. Die Vergrößerung eines Ausflussquerschnitts bei ansonsten gleichbleibenden Werkzeugabmessungen begünstigt den Werkstofffluss durch diesen. Höhere Reibung führt zu einem verstärkten Werkstofffluss entgegen der Stempelbewegung bzw. beim VR-NR-FP in die Werkstückmitte. Durch die Wahl des Schmierstoffsystems ist somit bei diesen Prozessen eine Steuerung des Werkstoffflusses in bestimmten Grenzen möglich. In mehreren der Untersuchungen wird der Einfluss der Werkzeuggestaltung (Werkzeugradien, Matrizenöffnungswinkel, Fließbundlängen), des Werkstückwerkstoffs oder der Stößelgeschwindigkeit auf den Werkstofffluss untersucht, ohne daraus allgemeingültige Schlüsse ziehen zu können. Vom NV-NR-FP ist bekannt, dass eine Änderung der Fließbundlängen an Stempel und Gegenstempel den Werkstofffluss beeinflusst. In einigen Veröffentlichungen und für verschiedene Verfahrenskombinationen wird der große Einfluss des Werkstückmaterials auf den Werkstofffluss nachgewiesen.

Die Möglichkeit, den Werkstofffluss in kombinierten Fließpressprozessen durch mehrere bewegliche Werkzeugelemente gezielt zu steuern, wird in mehreren Veröffentlichungen für verschiedene kombinierte Fließpressprozesse mit einer Kombination von zwei Fließpressgrundverfahren thematisiert. Für das beidseitige NR-FP und das beidseitige VR-FP wird erwähnt, dass durch unterschiedliche Geschwindigkeiten der beiden Umformstempel gezielt der Werkstofffluss beeinflusst werden kann. Beim kombinierten Napf-Fließpressen kann das Napftiefenverhältnis durch eine aktiv bewegte Matrize eingestellt werden. In Untersuchungen dazu zeigte sich, dass der Werkstofffluss in den nach vorne gepressten Napf durch eine Bewegung der Matrize in Richtung des Stempels bis zu einem bestimmten Verhältnis von Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit (abhängig von den relativen Querschnittsänderungen) verstärkt werden kann. Eine weitere Möglichkeit der Werkstoffflusssteuerung besteht darin, den Werkstofffluss entgegen oder in Stempelbewegungsrichtung durch Aufbringen einer Gegenkraft zu bremsen. Es können dazu kraftge-

gesteuerte oder weggesteuerte Werkzeugelemente verwendet werden. Werkzeuge mit kraftgesteuerten Werkzeugelementen sind bei Verwendung von mechanischen Federn wenig flexibel und bei der direkten Beaufschlagung von Werkzeugelementen mit einem Druckmedium in der Regel sehr kompliziert im Aufbau.

Da der Werkstofffluss in kombinierten Fließpressprozessen in hohem Maß vom Fließverhalten des Umformwerkstoffs und von der Reibung zwischen Werkstück und den Werkzeugen abhängt, kommt der Modellierung dieser Eigenschaften eine hohe Bedeutung für die tatsächliche Aussagekraft von FEM-Simulationen zu. Für die Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens in der Massivumformung steht eine Vielzahl an empirischen Modellen zur Verfügung. Mit vielen dieser Modelle kann der Einfluss des Umformgrads, der Umformgeschwindigkeit und der Temperatur auf die Fließspannung berücksichtigt werden. Es bestehen bis heute jedoch große Schwierigkeiten bei der experimentellen Ermittlung des plastischen Werkstoffverhaltens im Bereich hoher Umformgrade. Für die Modellierung des Reibungszustandes in FEM-Simulationen von Massivumformprozessen wird am häufigsten das Reibfaktormodell verwendet. Die Möglichkeit der Verwendung von kombinierten Modellen aus Reibungszahlmodell und Reibfaktormodell in kommerziellen Simulationsprogrammen erlaubt eine Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit des Reibungszustandes, ohne eines der vielzähligen und meistens für spezielle Gegebenheiten entwickelten Reibungsmodelle in die Software implementieren zu müssen.

Die inverse Parameteridentifizierung wurde in der Umformtechnik bis dato bereits vielfach angewendet, um rheologische oder tribologische Modellparameter zu bestimmen. Dabei wurden als Quellen der dafür benötigten experimentellen Daten in der Regel verschiedene plastomechanische Grundversuche verwendet. Als hauptsächliche Fehlerquellen bei der Auswertung von z. B. Druck-, Zug- oder Torsionsversuchen zur Werkstoffcharakterisierung in Form von dehnraten- und temperaturabhängigen Fließkurven gelten die Interpretation der Ergebnisse, eine inhomogene bzw. die Lokalisierung der Umformgradverteilung, Reibungseffekte sowie thermische Effekte, auch als Folge der Umformung und Reibung [Sze06].

Die Qualität der Lösung und die Konvergenzgeschwindigkeit bei der inversen Parameteridentifizierung hängen in entscheidendem Maß von der gewählten Optimierungstechnik ab. Die Vielfalt an angewendeten Methoden für Probleme der inversen Parameteridentifizierung in der Umformtechnik spiegelt den Sachverhalt wieder, dass im Allgemeinen nicht vorausgesagt werden kann, welches die beste Methode zur Lösung von bestimmten inversen Problemen ist. Dies erfordert vom Anwender solcher Identifizierungstechniken einen gewissen Erfahrungsschatz. In mehreren Veröffentlichungen wird daher im Zusammenhang mit der Identifizierung von Modellparametern für die FEM-Simulation von Massivumformprozessen die Anwendung von hybriden Optimierungstechniken empfohlen. Hierbei hat es sich als vorteilhaft erwiesen, zunächst ein Verfah-

ren der globalen Optimierung und darunter insbesondere stochastische Verfahren anzuwenden und das gefundene Ergebnis im Bereich des globalen Optimums anschließend zu verfeinern.

2.7 Auswertung des Standes der Technik zur Herleitung des wissenschaftlichen Defizits

Nach Auswertung des Standes der Technik können die folgenden Defizite ausgemacht werden:

- Beschreibung des Fließverhaltens von EN AW 1050A in FEM-Simulationen von kombinierten Fließpressprozessen im Bereich hoher Umformgrade ($\varphi > 0,7$)

Beim Fließpressen insbesondere von Aluminiumlegierungen erreichen die Umformgrade lokal nicht selten Werte im zweistelligen Bereich. Mit dem Stauchversuch können Fließwiderstände allerdings versuchsbedingt lediglich bis zu einem Umformgrad von etwa $\varphi = 0,7$ ermittelt werden. Fließwiderstände im Bereich höherer Umformgrade lassen sich zwar bei erhöhtem experimentellem Aufwand z. B. mithilfe des Torsionsversuchs bestimmen, jedoch existieren bei beiden Versuchen etliche Fehlerquellen bei der Datenauswertung und der Ermittlung von dehnraten- und temperaturabhängigen Fließkurven. Es besteht somit bis heute ein Defizit bei der experimentellen Ermittlung des plastischen Werkstoffverhaltens im Bereich hoher Umformgrade.

Für die Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens selbst steht eine Vielzahl an Werkstoffmodellen zur Verfügung, mit denen der Einfluss des Umformgrads, der Umformgeschwindigkeit und der Temperatur auf die Fließspannung berücksichtigt werden kann. Welches Werkstoffmodell sich für die Beschreibung des Fließverhaltens von Aluminiumlegierungen wie beispielsweise EN AW 1050A in FEM-Simulationen von kombinierten Fließpressprozessen im Bereich hoher Umformgrade ($\varphi > 0,7$) eignet, ist nicht bekannt und stellt somit ein weiteres bestehendes Defizit dar.

- Inverse Identifizierung von Simulationsmodellparametern auf Basis von realen Umformversuchen

Reibungskennwerte, die für verschiedenen Schmierstoffsysteme mithilfe von Analogie- oder Modellversuchen unter Laborbedingungen bestimmt wurden, spiegeln das Reibungsverhalten in realen Umformprozessen oftmals nur ungenügend wieder. Auch die auf Basis von experimentellen Daten von verschiedenen plasto-mechanischen Tests invers identifizierten Werkstoff- und Reibungsmodellparameter führen bei der Simulation von realen Umformprozessen oftmals zu ungenügend genauen Berechnungsergebnissen. Das Problem der teilweisen mangelhaften Übertragbarkeit von auf

diese Weise identifizierten Modellparametern auf die Simulation von realen Umformprozessen könnte vermieden werden, indem die experimentellen Daten aus tatsächlichen Umformprozessen gewonnen werden würden. Für die inverse Identifizierung von Reibungskennwerten bieten sich reibungssensitive Umformprozesse an, wie z. B. kombinierte Fließpressprozesse. Durch entsprechend gewählte geometrische Werkstückverhältnisse könnten dabei gleichzeitig Werkstoffmodellparameter invers identifiziert werden, auch für höhere Umformgrade als $\varphi = 0,7$. Für kombinierte Fließpressprozesse existiert hierzu jedoch kein Anwendungsbeispiel. Auch dies stellt ein Defizit dar.

Bisher wurden lediglich die geometrische Veränderung der Probenkörper sowie messtechnisch aufgezeichnete bzw. berechnete Daten von Kraft-Weg-Verläufen oder Spannungs-Dehnungs-Diagrammen als experimentelle Datenbasis für die inverse Identifizierung von Werkstoff- oder Reibungsmodellparametern verwendet. Zusätzlich könnten auch Informationen zur Temperaturentwicklung im Werkstück während einzelnen Umformversuchen zur inversen Identifizierung von thermischen Simulationsmodellparametern genutzt werden. Fehlende Anwendungsbeispiele dazu stellen ein weiteres Defizit dar.

- Entwicklung weiterführender Anlagen- und Werkzeugtechnologien für die experimentelle Untersuchung von kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren aktiv bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Fertigungsbedingungen

Die vorliegenden Erkenntnisse zur Steuerung des Werkstoffflusses in kombinierten Fließpressprozessen durch mehrere bewegte Werkzeugelemente (z. B. durch eine zusätzliche Bewegung des Gegenstempels oder der Matrize) beruhen lediglich auf numerischen Untersuchungen oder auf experimentellen Untersuchungen mit in Hinblick auf die verwendeten Werkstückwerkstoffe und Prozessgegebenheiten modellhaftem Charakter. Kommerziell verfügbare mehrfachwirkende Pressen wurden in der Regel speziell für ihren Einsatz in der Blechumformung entwickelt und eignen sich im Allgemeinen nicht für die Durchführung von kombinierten Fließpressverfahren mit mehreren bewegten Werkzeugelementen. Werkzeuge und die dazugehörenden Anlagen zur experimentellen Untersuchung von kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren aktiv bewegten Werkzeugelementen finden sich daher heute meist nur im universitären Umfeld. Mit dem Großteil dieser Anlagen können aufgrund der geringen zur Verfügung stehenden Kräfte und sehr langsamen Werkzeugbewegungen lediglich

modellhafte Untersuchungen durchgeführt werden. Es besteht ein Defizit bei der zur Verfügung stehenden Werkzeug- und Anlagentechnik, um kombinierte Fließpressprozesse mit mehreren aktiv bewegten Werkzeugelementen experimentell unter seriennahen Fertigungsbedingungen untersuchen zu können.

- Erforschung des Einflusses verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss in Fließpressprozessen mit einer Kombination von mehr als zwei Grundverfahren

Es liegen bisher lediglich Untersuchungen zu kombinierten Fließpressprozessen vor, in denen zwei der neun existierenden Grundverfahren des Fließpressens miteinander kombiniert werden, z. B. zum VV-VR-FP, VV-NR-FP, NV-NR-FP oder VR-NR-FP. Bezüglich der Erforschung des Einflusses verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss in Fließpressprozessen mit einer Kombination von mehr als zwei Grundverfahren wie z. B. dem VV-NV-VR-NR-FP (Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen) besteht daher ein Defizit.

3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise

Umformende Fertigungsverfahren besitzen als Vorteil gegenüber den in Konkurrenz stehenden Verfahren wie z. B. Zerspanen die Eigenschaft eines hohen Materialausnutzungsgrads und leisten daher einen entscheidenden Beitrag für eine ressourcenschonende Produktionstechnik, wie zu Beginn dieser Arbeit in der Einleitung erläutert wird. Der Werkstofffluss und damit die Längenverhältnisse der ausgepressten Werkstückbereiche von kombinierten Fließpressprozessen hängen, wie aus dem Stand der Technik bekannt ist, von einer Vielzahl an Prozesseingangsgrößen ab, z. B. von der Werkzeuggestaltung oder den vorherrschenden tribologischen Bedingungen. Bei der Fertigung von Werkstücken durch kombiniertes Fließpressen mit freiem Werkstofffluss besteht weiteres Potential zur Materialeinsparung durch eine gezielte Werkstoffflusssteuerung somit darin, den Werkstoffüberschuss an den Werkstückenden und damit die spanende Nacharbeit zu minimieren. Der Einsatz von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen stellt dabei eine zusätzliche Möglichkeit dar, den Werkstofffluss innerhalb gewisser Grenzen gezielt zu steuern.

Kombinierte Fließpressprozesse werden in der Praxis oftmals aufgrund einer unzuverlässigen Vorhersage des Werkstoffflusses durch FEM-Simulationen auf Basis von Erfahrungswerten nach der Trial-and-Error-Methode ausgelegt. Dies ist zeitaufwändig und zugleich mit hohen Kosten verbunden und stellt somit für produzierende Unternehmen einen Nachteil dieser Technologie dar.

Wie im Stand dieser Arbeit dokumentiert ist, liegen Erfahrungswerte zur Prozessauslegung bisher außerdem lediglich aus Untersuchungen zu kombinierten Fließpressprozessen vor, in denen zwei der neun existierenden Grundverfahren des Fließpressens miteinander kombiniert werden. Bezüglich der Erforschung des Einflusses verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss in Fließpressprozessen mit einer Kombination von mehr als zwei Grundverfahren besteht daher ein Defizit. Nicht erforscht ist z. B. also auch noch die Verfahrenskombination VV-NV-VR-NR-FP (Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen), mit der technische Aluminiumfließpressteile für verschiedene Anwendungen, insbesondere aber zur Verwendung als Kühlkörper und vornehmlich aus der Legierung EN AW 1050A, industriell gefertigt werden. Zusätzlich beruhen die vorliegenden Erkenntnisse zur Steuerung des Werkstoffflusses in kombinierten Fließpressprozessen durch mehrere bewegte Werkzeugelemente (z. B. durch eine zusätzliche Bewegung des Gegenstempels oder der Matrize) bisher lediglich auf numerischen Untersuchungen oder auf experimentellen Untersuchungen mit in Hinblick auf die verwendeten Werkstückwerkstoffe und Prozessgegebenheiten modellhaftem Charakter.

Um das Potential zur Ressourceneinsparung beim VV-NV-VR-NR-FP durch die Verwendung von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen (**Bild 3.1**) nutzen zu können, ist eine tiefe Prozesskenntnis auf Basis von simulativen und experimentellen Untersuchungen notwendig. Dadurch können bei der Auslegung von diese Verfahrenskombination beinhaltenden Fertigungsprozessen gleichzeitig die Entwicklungszeiten verkürzt und der experimentelle Erprobungsaufwand verringert werden.

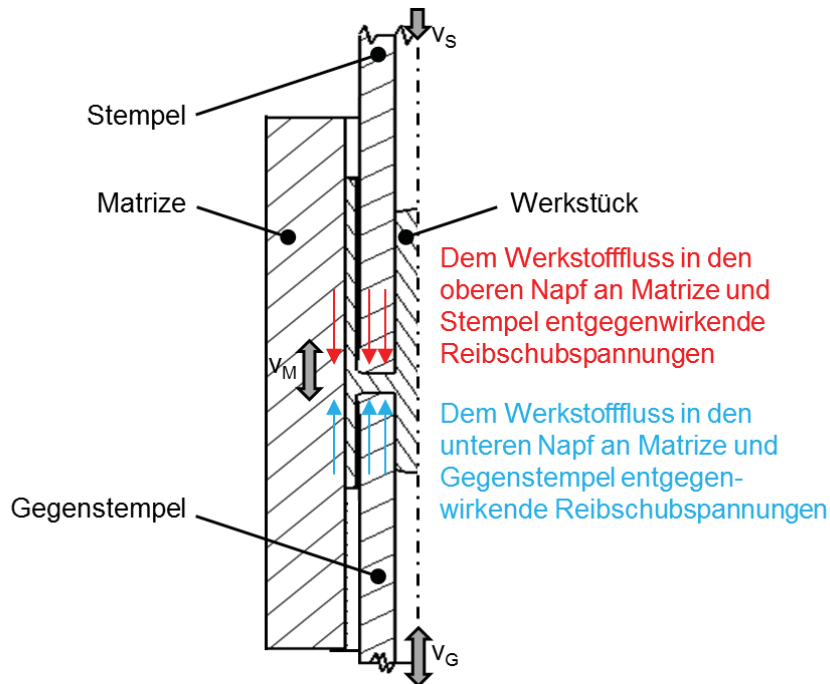


Bild 3.1: Prinzipskizze des VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen und die dabei den Werkstofffluss beeinflussenden Reibschubspannungen

Zur Erzielung aussagekräftiger Ergebnisse aus der Simulation von kombinierten Fließpressprozessen fehlt jedoch eine Methodik zur Verbesserung von deren Genauigkeit für eine möglichst präzise Vorhersage des Werkstoffflusses. Ein vielversprechender Ansatz dafür besteht in der Durchführung von auf realen Umformversuchen aufbauenden inversen FEM-Simulationen. In der Vergangenheit wurden solche auch als Parameterkalibrierung oder Identifikationsproblem bezeichneten Aufgabenstellungen in der Regel durch manuelle, iterative Anpassung einzelner Parameter gelöst. Durch die Automatisierung von inversen Parameteridentifizierungsproblemen mittels computergestützter Optimierungsprogramme sind die Möglichkeiten zur Lösung solcher Aufgaben mit erhöhter Komplexität heutzutage wesentlich gestiegen.

Der Anspruch dieser Arbeit besteht in der Darlegung einer Methodik zur Bestimmung charakteristischer Einflussgrößen zur Auslegung von kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen. Dies erfolgt beispielhaft anhand des VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit zusätzlich zum Stempel bewegtem Gegenstempel und bewegter Matrize. Konkret stellen sich drei Fragen:

1. Welche Prozessparameter beeinflussen den Werkstofffluss beim VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A im Wesentlichen?
2. In welchen Grenzen kann dabei der Werkstofffluss durch die Verwendung von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen gezielt gesteuert werden?
3. Welcher Erkenntnisgewinn zur Prozessauslegung der Verfahrenskombination VV-NV-VR-NR-FP lässt sich aus den Antworten auf die ersten beiden Fragestellungen ableiten und welche Möglichkeiten zur Nutzung der in dieser Arbeit weiteren gewonnenen Erkenntnisse ergeben sich?

Nach der Einleitung in das Thema dieser Arbeit in **Kapitel 1**, der Darlegung des zum Thema der Arbeit in Bezug stehenden Stand der Technik in **Kapitel 2** und schließlich der Beschreibung von Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise in **Kapitel 3** werden in den folgenden beiden Kapiteln die zur Beantwortung der Fragen notwendigen Voraussetzungen beschrieben. Die Voraussetzungen lauten:

- Entwicklung eines auf inversen Methoden und realen Umformversuchen aufbauenden Vorgehens für die Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit des Werkstoffflusses in Simulationen von kombinierten Fließpressprozessen (**Kapitel 4**).
- Entwicklung der benötigten Anlagen- und Werkzeugtechnik zur Durchführung von experimentellen Untersuchungen zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Fertigungsbedingungen (**Kapitel 5**).

Die oben gestellten Fragen 1. und 2. werden in **Kapitel 6** dieser Arbeit auf Basis von umfangreichen simulativen und experimentellen Untersuchungen beantwortet. Zur systematischen Untersuchung des Einflusses verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss dient dabei eine stochastische Prozesssimulation des VV-NV-VR-NR-FP mit zusätzlich zum Stempel bewegtem Gegenstempel und bewegter Matrize. Als Ergänzung wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen dieser Verfahrenskombination mit bewegter Matrize durchgeführt. Das verwendete Simulationsmodell wurde anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen und dazu korrespondierenden Simulationsrechnungen verifiziert.

Die Beantwortung der dritten Frage erfolgt in **Kapitel 7**. Darin werden ein Fazit aus den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen gezogen und zukünftige Anwendungsmöglichkeiten für die Nutzung dieser Erkenntnisse sowie der weitere Forschungsbedarf erörtert. Die Zusammenfassung der Arbeit erfolgt schließlich in **Kapitel 8**.

4 Identifizierung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen

Als Voraussetzung zur Untersuchung von kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen mittels FEM-Simulationen im weiteren Verlauf dieser Arbeit müssen zunächst Simulationsmodelle erstellt werden, mit denen ein möglichst genaues Verhalten des Werkstoffflusses vorhersagbar wird. Der Modellierung der Reibung und des plastischen Werkstoffverhaltens kommt hierbei eine besondere Bedeutung zu. Das Ziel dieses Kapitels besteht in der Identifizierung von möglichst präzisen Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen.

Zur Gewinnung experimenteller Daten für die anschließende inverse Identifizierung von Simulationsmodellparametern werden dazu nicht plasto-mechanische Grundversuche herangezogen, sondern Experimente zum kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement. Als Ergebnisse aus diesen realen Umformversuchen unter Produktionsbedingungen stehen schließlich für die anschließende inverse Parameteridentifizierung Informationen zur Geometrie der erzeugten Werkstücke und zu Kraft-Weg- sowie Temperatur-Weg-Verläufen zur Verfügung.

Die im Rahmen der inversen Parameteridentifizierung verwendeten Simulationsmodelle müssen aus Gründen der Handhabbarkeit so weit wie möglich automatisch parametrisiert werden können, um die hohe Anzahl an Simulationsrechnungen mit vergleichsweise geringem manuellem Aufwand ausführen zu können. Mittels Stauchversuchen und einer vergleichenden Betrachtung verschiedener Werkstoffmodelle wird außerdem dasjenige Modell ausgewählt, welches sich am besten für die Beschreibung des Fließverhaltens der Aluminiumlegierung EN AW 1050A eignet.

In dem dieses Kapitel abschließenden Abschnitt werden dann letztendlich rheologische, tribologische, thermische und mechanische Modellparameter für die Aluminiumlegierung EN AW 1050A sowie zwei unterschiedliche Schmierstoffsysteme und die Werkzeugsteifigkeit gleichzeitig mittels FEM-Simulationen invers identifiziert. Dies beinhaltet zunächst die Durchführung einer Sensitivitätsanalyse, um für bestimmte Zielgrößen signifikante Simulationsmodellparameter zu ermitteln und dadurch den definierten Parameterraum gegebenenfalls einschränken zu können. Für die eigentliche inverse Parameteridentifizierung kommen ein genetischer Algorithmus und ein adaptives Antwortflächenverfahren zum Einsatz.

4.1 Experimente zum kombinierten Fließpressen mit einem bewegten

Werkzeugelement

Ziel der in diesem Abschnitt beschriebenen Experimente zum kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement ist die Gewinnung experimenteller Daten, anhand derer anschließend Modellparameter für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen invers identifiziert werden können. Da bekannt ist, dass der Werkstofffluss beim kombinierten Fließpressen durch die Wahl des tribologischen Systems innerhalb gewisser Grenzen beeinflusst werden kann, stellt die Identifizierung von Schmiermitteln mit möglichst unterschiedlichen tribologischen Eigenschaften ein Nebenziel der Experimente dar. Weiterhin soll geklärt werden, ob unterschiedliche Stößelgeschwindigkeiten den Werkstofffluss beeinflussen.

Als zu untersuchende Verfahrenskombinationen wurden das VR-NR-FP (Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen) und das NV-NR-FP (Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen) ausgewählt, durch welche die in **Bild 4.1** abgebildeten Werkstücke gefertigt werden können. Diese Verfahrenskombinationen bieten sich an, da das Verhalten des Werkstoffflusses reibungssensitiv und der Werkzeugaufbau bei einer konventionellen Prozessführung mit nur einem bewegten Werkzeugelement vergleichsweise einfach ist. Weiterhin kann aufgrund der gewählten Werkstückgeometrien von einer hohen Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die weitere in dieser Arbeit betrachtete Verfahrenskombination VV-NV-VR-NR-FP (Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen) ausgegangen werden. Als Ergebnisse der Experimente werden die Werkstückgeometrie in Abhängigkeit vom Umformweg bestimmt sowie die Stempelkraft und die Werkstücktemperatur in Abhängigkeit vom Stößelweg erfasst.

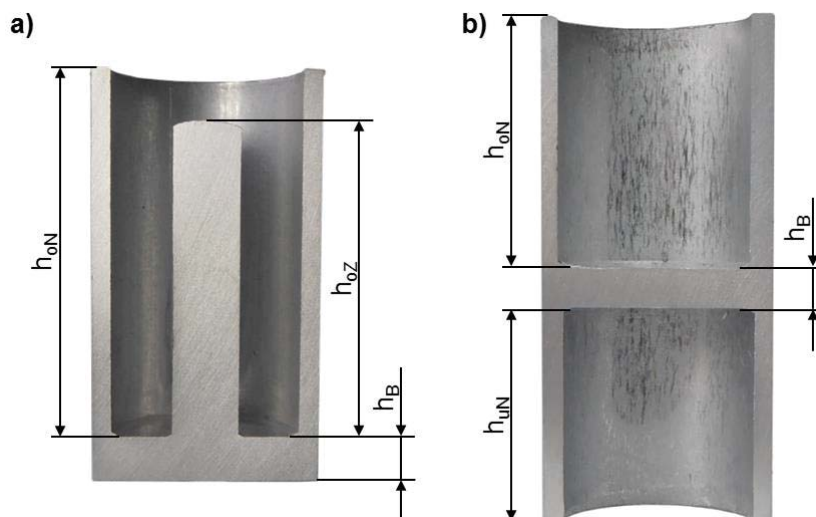


Bild 4.1: a) Durch VR-NR-FP und b) durch NV-NR-FP gefertigte Werkstücke mit charakteristischen geometrischen Größen zur Erfassung von Effekten auf den Werkstofffluss

4.1.1 Versuchsplanung

Die vollfaktoriellen Versuchspläne zur Untersuchung des Einflusses des verwendeten Schmierstoffs (**Tabelle 4.1**) und der Stößelgeschwindigkeit (**Tabelle 4.2**) umfassen Experimente zum VR-NR-FP und zum NV-NR-FP mit einer dreifachen Wiederholung aller Versuchskombinationen. Zu jeder der beiden Verfahrenskombinationen sind darin jeweils Versuche bei Raumtemperatur mit Umformwegen $s_{U, \text{Soll}}$ von 5 mm, 10 mm und 15 mm berücksichtigt. Eine Variation des Werkstückwerkstoffs EN AW 1050A ist nicht vorgesehen. Versuchen mit einer Beschichtung der Rohteile mit Zink-Stearat mit der Serienanlage eines Herstellers von Aluminiumfließpresseteilen werden Versuche mit zwei alternativen serientauglichen Schmierstoffen gegenübergestellt. Es handelt sich dabei um einen weiteren Festschmierstoff (*OK-00110/2009, Klüber Lubrication München SE & Co. KG*) und ein Umformöl (*Gardolube 6051, Chemetall GmbH*). Zur Klärung des Einflusses der Stößelgeschwindigkeit sind Versuche mit Zink-Stearat beschichteten Rohteilen bei drei verschiedenen Stößelgeschwindigkeiten $v_{\text{St, Soll}}$ von 20 mm/s, 40 mm/s und 60 mm/s vorgesehen.

Tabelle 4.1: Variierte Parameter der Experimente zum kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement zur Untersuchung des Einflusses des verwendeten Schmierstoffs

Prozess	Schmierstoff	Stößelgeschwindigkeit $v_{\text{St, Soll}}$ [mm/s]	Umformweg $s_{U, \text{Soll}}$ [mm]
VR-NR-FP	Zink-Stearat	40	5
NV-NR-FP	<i>OK-00110/2009</i>		10
	<i>Gardolube 6051</i>		15

Tabelle 4.2: Variierte Parameter der Experimente zum kombinierten Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement zur Untersuchung des Einflusses der Stößelgeschwindigkeit

Prozess	Schmierstoff	Stößelgeschwindigkeit $v_{\text{St, Soll}}$ [mm/s]	Umformweg $s_{U, \text{Soll}}$ [mm]
VR-NR-FP	Zink-Stearat	20	5
NV-NR-FP		40	10
		60	15

4.1.2 Versuchseinrichtung

Das für die Versuchsdurchführung verwendete Werkzeug ermöglicht durch seinen modularen Aufbau eine Untersuchung beider kombinierter Fließpressprozesse. Schnittdarstellungen dieses Werkzeuges finden sich in **Bild 4.2**, links für das VR-NR-FP und rechts für das NV-NR-FP. Wie bei den Grundverfahren des Fließpressens auch, wird der Stempel durch den Pressenstößel bewegt, während Gegenstempel und Matrize stationär sind (Fließpressen mit einem bewegten Werkzeugelement). Beim VR-NR-FP dient der Gegenstempel auch zum Ausstoßen nach Prozessende. Beim NV-NR-FP zentriert eine Hülse den Gegenstempel und übernimmt die Auswerferfunktion.

Der Bohrungsdurchmesser der armierten Matrice beträgt im Fall der durchgeführten Versuche 24 mm. Die verwendeten Stempel und für das NV-NR-FP auch der Gegenstempel sind in den zylindrischen Bereichen der Fließbunde außen mit einem Durchmesser von 20 mm ausgeführt. Im Fall der Verwendung eines Hohlstempels zum VR-NR-FP beträgt der Innendurchmesser im Bereich des Fließbundes 7 mm. Alle Fließbunde weisen eine Länge von 2 mm auf und alle Fließschultern einen Winkel von 27° . Eine bemaßte Schnittdarstellung des im Rahmen der experimentellen Untersuchungen verwendeten Stempels zum VR-NR-FP ist in **Bild 4.3** dargestellt.

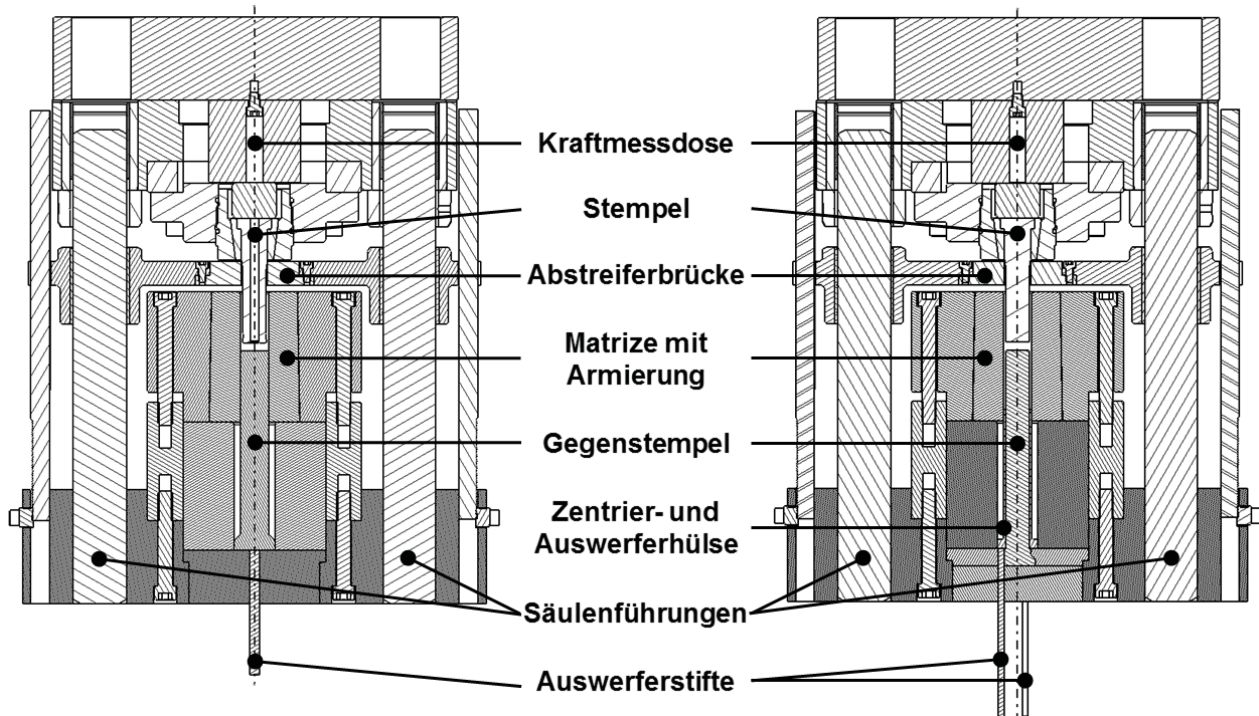


Bild 4.2: Schnittdarstellungen des verwendeten modularen Versuchswerkzeugs zum VR-NR-FP (links) und NV-NR-FP (rechts) mit einem bewegten Werkzeugelement (Gegenstempel und Matrize stationär)

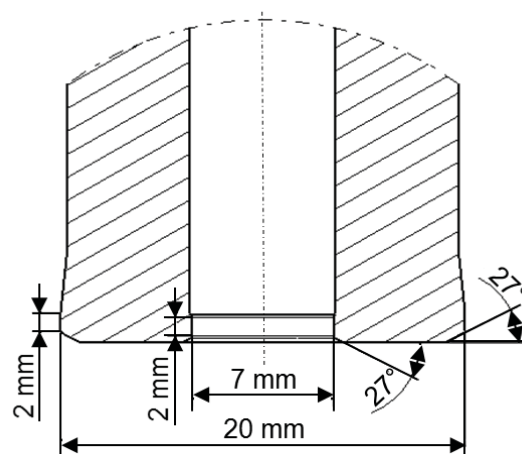


Bild 4.3: Schnittdarstellung des verwendeten Fließpresstempels zum VR-NR-FP (Längenmaße mit Toleranz $\pm 0,01$ mm, Winkelmaße nach Toleranzklasse m nach DIN ISO 2768-1 [DIN91])

Das in die verwendete Versuchspresse eingebaute Versuchswerkzeug wird in **Bild 4.4** gezeigt. Bei der Versuchspresse handelt sich um eine vertikal arbeitende hydraulische Doppelständerziehpressen des Herstellers *Süddeutsche Maschinenbau GmbH (SMG)* vom Typ *HZPUI 300/300-1300/10 00* mit maximal 6.000 kN Presskraft. Die Presse verfügt über einen Einbauraum von 1.300 mm und einen maximalen Hub von 525 mm. Die maximale Stößelgeschwindigkeit beträgt 160 mm/s. Der in den Tisch integrierte Ausstoßer verfügt über eine maximale Ausstoßkraft von 2.000 kN bei einem maximalen Hub von 350 mm.

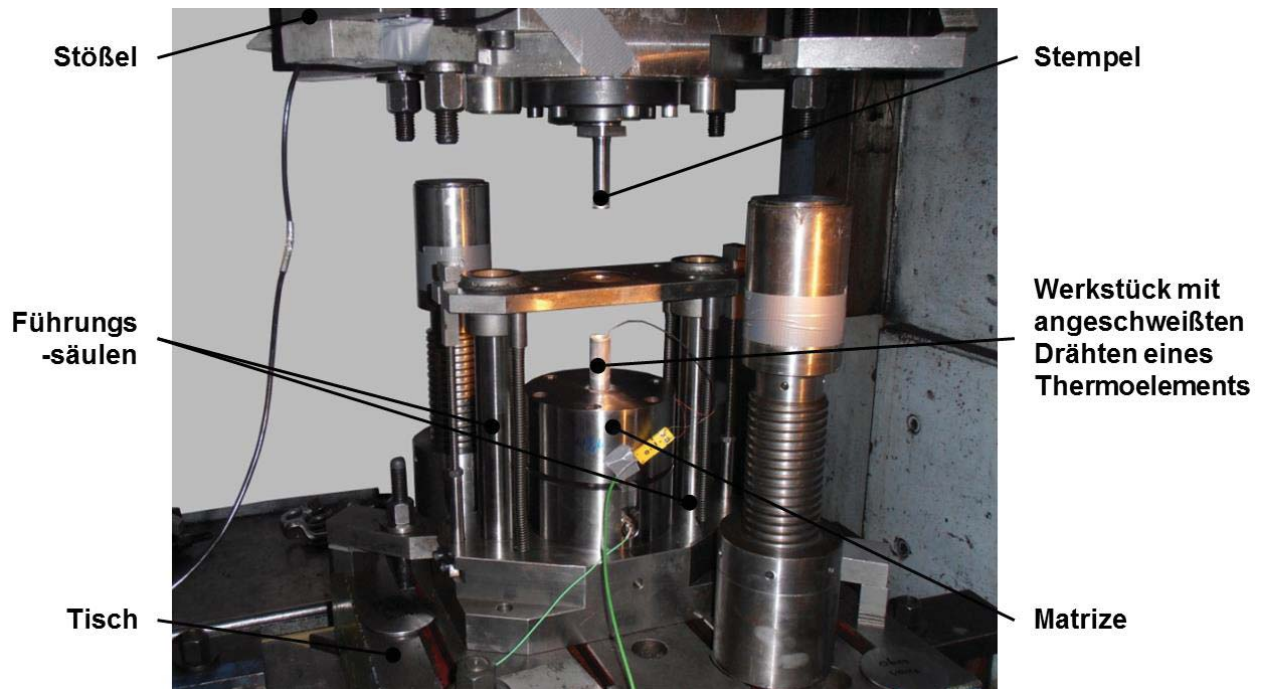


Bild 4.4: In die verwendete Versuchspresse (Fabrikat *SMG*, Typ *HZPUI 300/300-1300/10 00*) eingebautes Versuchswerkzeug zum VR-NR-FP und NV-NR-FP

4.1.3 Rohteilpräparation und Schmierstoffauftrag

Die Herstellung der Rohteile erfolgte durch Sägen von stranggepresstem Stangenmaterial der Legierung EN AW 1050A (warmgeformt, $25,5 \pm 0,5$ HBW 10/3000). Die weitere Rohteilpräparation umfasste ein Strahlen mit Aluminiumgranulat (Strahlgutkennggröße 40, 6 bar Düsendruck, 8 min Strahldauer) und die Beschichtung mit dem jeweiligen Schmierstoff. Durch das Strahlen entstand eine Werkstückoberfläche mit stochastischer Struktur mit einer mittleren flächenbezogenen Rauheit nach DIN EN ISO 25178-2 [DIN12] von $S_a = 9,2 \mu\text{m}$ ($\sigma = 1 \mu\text{m}$). Alle im späteren Versuch verwendeten Schmierstoffe wurden durch Auftrommeln auf die gestrahlten Rohteile appliziert. Die Beschichtung mit Zink-Stearat mit einer mittleren Schmierstoffmenge von 86,5 g je 100 kg Rohteilmasse erfolgte auf der Serienanlage eines Herstellers für Aluminiumfließpresseteile (*alutec metal innovations GmbH & Co. KG*). Bei den weiteren beiden Schmierstoffen erfolgte die Aufbringung am *Institut für Umformtechnik (IFU)* der *Universität Stuttgart*. Es ergaben sich mittlere Schmierstoffmengen von 95,8 g beim Festschmierstoff *OK-00110/2009* und

84,6 g beim Umformöl *Gardolube 6051*. An einigen der Rohteile wurden Drähte eines Thermoelements vom Typ K angeschweißt. Dies ermöglichte die kontinuierliche Messung der Werkstücktemperatur während der Umformprozesse im Randbereich der oberen Napfgeometrie. Ein auf diese Weise präpariertes Rohteil sowie damit fertig gepresste Werkstücke nach dem Ausstoßen werden in **Bild 4.5** gezeigt.

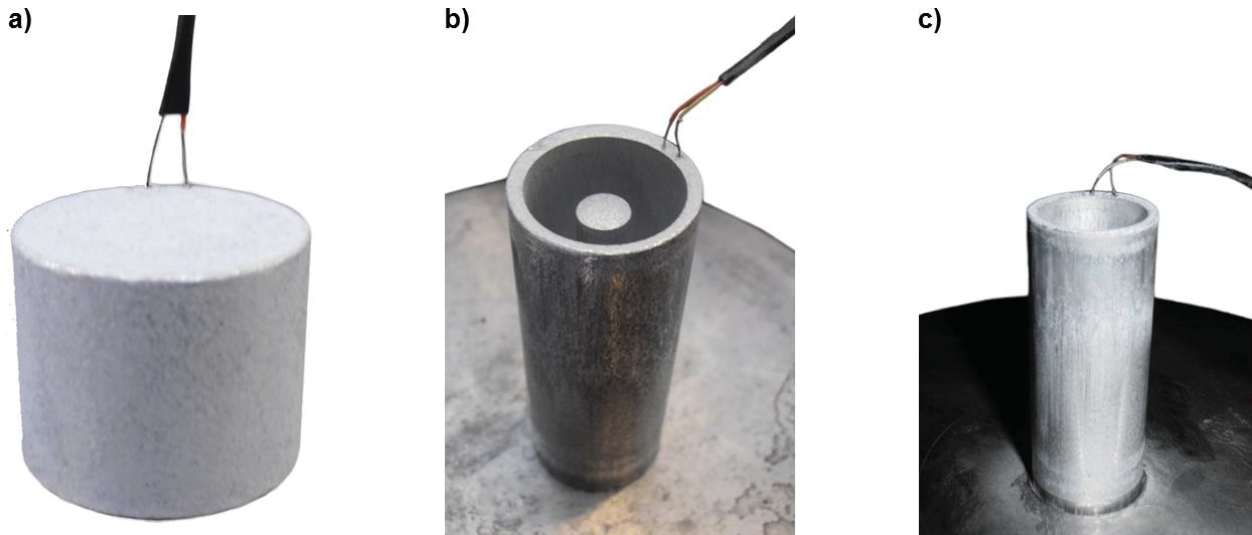


Bild 4.5: a) Rohteil mit angeschweißten Drähten eines Thermoelements sowie b) damit durch VR-NR-FP gefertigtes Werkstück bzw. c) damit durch NV-NR-FP gefertigtes Werkstück

4.1.4 Versuchsdurchführung und -auswertung

Zunächst wurden die Versuche zum VR-NR-FP und anschließend die Versuche zum NV-NR-FP durchgeführt. Zwischen Versuchen mit anderen Schmierstoffen wurden die Aktivteile gereinigt. Anschließend wurden zunächst mit Rohteilen mit dem jeweils zu untersuchenden Schmierstoff jeweils drei Versuche mit Umformwegen von $s_{U, \text{Soll}} = 15$ mm durchgeführt, die nicht in die Auswertung mit einbezogen wurden. Dadurch verteilte sich Schmierstoff auf den Aktivteilen, was gleichbleibende Versuchsbedingungen gewährleisten sollte. Danach erfolgte jeweils die eigentliche Durchführung von drei Versuchen jeweils mit Rohteilen mit einem Schmierstoff bei den drei Umformwegen $s_{U, \text{Soll}}$ von 5 mm, 10 mm und 15 mm. Eine Vermessung jedes einzelnen Rohteils erfolgte mittels einer Bügelmessschraube unmittelbar vor dem jeweiligen Versuch zur Erfassung des tatsächlichen Rohteildurchmessers d_0 und der tatsächlichen Rohteilhöhe h_0 . Eine oberhalb des Stempels angeordnete Kraftmessdose auf Basis von DMS sowie ein zwischen Stößel und Tisch montierter potentiometrischer Weggeber ermöglichten während der Durchführung der Versuche die messtechnische Erfassung der Stempelkraft F_S sowie des Stößelwegs s_{St} . Die Aufzeichnung der Stempelkraft-Stößelweg-Kurven erfolgte dabei mittels eines Universalmessverstärkers *QuantumX MX840A* des Herstellers *Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH*. Bei Versuchen mit an den Rohteilen angeschweißten Thermoelementdrähten erfolgten zusätzlich die Erfassung der Werkstücktemperatur T_W und die Aufzeichnung von Werkstücktemperatur-

Stößelweg-Kurven. Nach den Versuchen erfolgte ebenfalls mit einer Bügelmessschraube die taktile Vermessung der Geometrie aller Werkstücke.

Als charakteristische Größen zur Beurteilung von Effekten auf den Werkstofffluss ergeben sich bei beiden untersuchten Umformprozessen in Abhängigkeit vom Umformweg die oberen Napftiefen h_{oN} und zusätzlich beim VR-NR-FP die obere Zapfenlänge h_{oZ} bzw. beim NV-NR-FP die untere Napftiefe h_{uN} (**Bild 4.1**). Die tatsächlichen Umformwege s_U können mit den Rohteilhöhen h_0 und den Werkstückbodendicken h_B nach der Umformung mit **Gl. (37)** bestimmt werden. Dabei erfolgt eine Korrektur der Rohteilhöhe um genau den Betrag, welcher notwendig ist, um das Rohteil mit dem Durchmesser d_0 auf den Matrizendurchmesser d_{Ma} aufzustauchen, so dass gilt:

$$s_U = h_0 \cdot \frac{d_0^2}{d_{Ma}^2} - h_B . \quad (37)$$

4.1.5 Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen

Durch die elastische Rückfederung der Werkstücke nach der Umformung und dem Ausstoßen ändert sich die Werkstückgeometrie und eine genaue Zuordnung zu einem bestimmten Stößelweg ist nicht möglich. Bei den Darstellungen der den Werkstofffluss beschreibenden Messwerte bildet daher der Umformweg s_U nach **Gl. (37)** eine sinnvolle Bezugsgröße. Infolge von unterschiedlichen Rohteilhöhen, Ungenauigkeiten der Versuchsmaschine bezüglich des zurückgelegten Wegs und unterschiedlichen Umformkräften durch die Verwendung verschiedener Schmierstoffe, ungleichmäßig aufgetragener Schmierstoffe sowie Werkstoffchargenschwankungen und damit verbundenen unterschiedlichen elastischen Dehnungen der Umformwerkzeuge ergeben sich prozessbedingt jedoch unterschiedliche Umformwege s_U . Der Werkstofffluss lässt sich durch Regressionsgeraden mit sehr hohen Bestimmtheitsmaßen beschreiben und ermöglicht somit einen Vergleich von Versuchen mit unterschiedlichen Prozessbedingungen. Für die weiteren Messgrößen Stempelkraft F_S und Werkstücktemperatur T_W ist aufgrund ihrer kontinuierlichen Erfassung während der Umformung eine Darstellung in Abhängigkeit vom gemessenen Stößelweg s_{St} möglich.

4.1.5.1 Einfluss des verwendeten Schmierstoffs

Der Einfluss des verwendeten Schmierstoffs auf den Werkstofffluss beim VR-NR-FP bei annähernd gleichen Stößelgeschwindigkeiten ist in den Diagrammen in **Bild 4.6** zu sehen. Im Diagramm auf der linken Seite ist die obere Napftiefe h_{oN} in Abhängigkeit vom Umformweg s_U dargestellt, rechts dagegen die obere Zapfenlänge h_{oZ} . In Analogie dazu ist in **Bild 4.7** links der Schmierstoffeinfluss auf die obere Napftiefe h_{oN} und rechts auf die untere Napftiefe h_{uN} beim NV-NR-FP dargestellt. Mit den verwendeten Messmitteln lassen sich die Rohteilhöhe h_0 und die Werkstückbodendicke h_B mit einer Genauigkeit von $\pm 0,01$ mm und der Rohteildurchmesser d_0

sowie die Werkstücklängen h_{oN} , h_{oZ} und h_{uN} mit einer Genauigkeit von $\pm 0,02$ mm bestimmen. Der aus diesen Größen nach **Gl. (37)** berechnete Umformweg s_U kann mit **Gl. (38)** und **Gl. (39)** nach unten bzw. oben eingegrenzt werden:

$$s_U \geq (h_0 - 0,01 \text{ mm}) \cdot \frac{(d_0 - 0,02 \text{ mm})^2}{d_{Ma}^2} - (h_B + 0,01 \text{ mm}), \quad (38)$$

$$s_U \leq (h_0 + 0,01 \text{ mm}) \cdot \frac{(d_0 + 0,02 \text{ mm})^2}{d_{Ma}^2} - (h_B - 0,01 \text{ mm}). \quad (39)$$

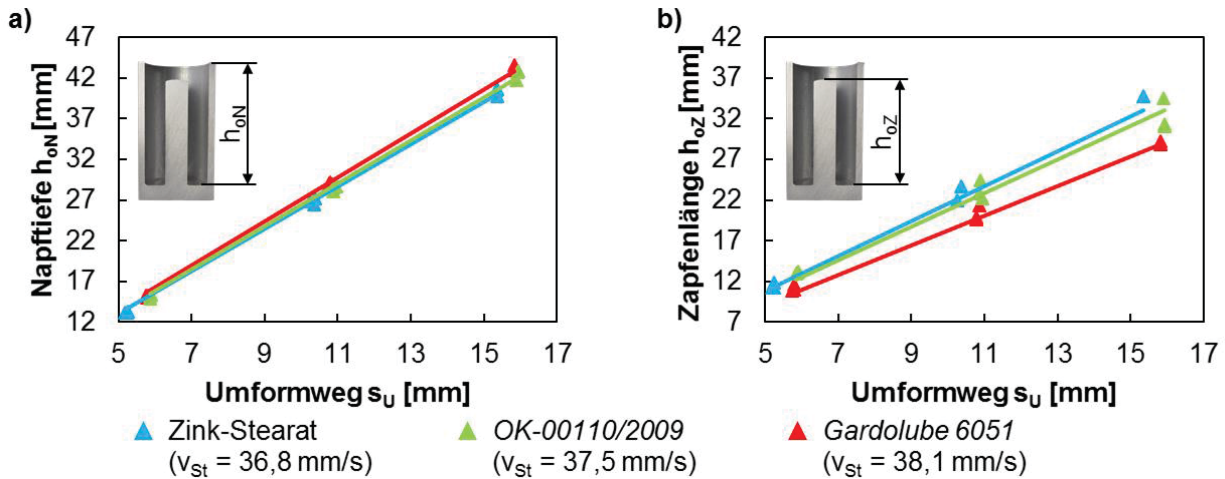


Bild 4.6: Einfluss des verwendeten Schmierstoffs auf die **a)** obere Napftiefe h_{oN} und die **b)** obere Zapfenlänge h_{oZ} beim VR-NR-FP (Vergrößerung in **Anhang A, Bild 9.1**)

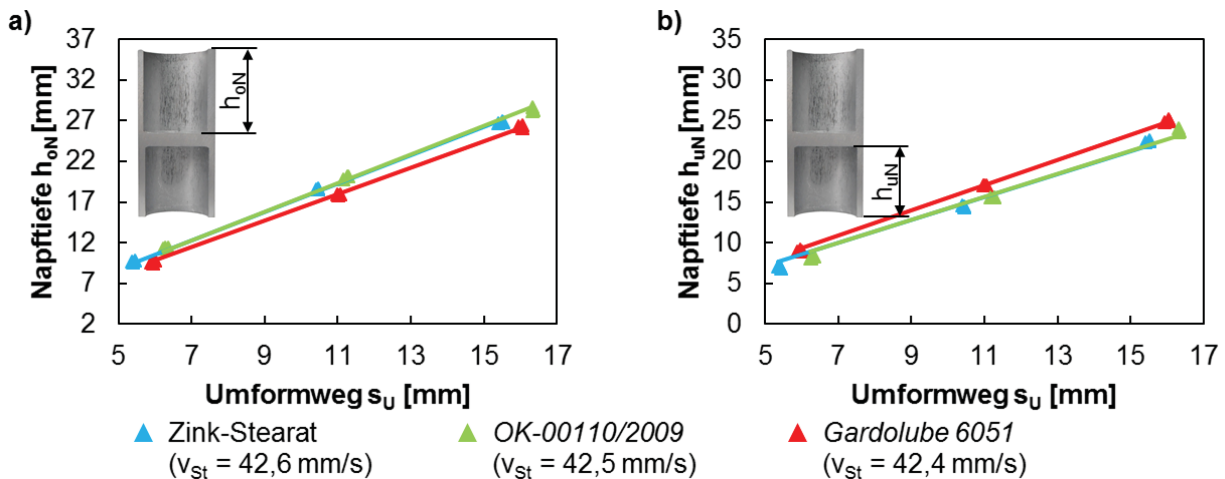


Bild 4.7: Einfluss des verwendeten Schmierstoffs auf die **a)** obere Napftiefe h_{oN} und die **b)** untere Napftiefe h_{uN} beim NV-NR-FP (Vergrößerung in **Anhang A, Bild 9.2**)

Die Experimente mit den beiden Festschmierstoffen Zink-Stearat und *OK-00110/2009* führen zu Werkstücken mit oberen Napftiefen h_{oN} und oberen Zapfenlängen h_{oZ} mit nur sehr geringen Unterschieden. Beim NV-NR-FP lässt sich zwischen diesen Schmierstoffen praktisch kein Unterschied bei den sich ausbildenden Napftiefen h_{oN} und h_{uN} erkennen. Im Vergleich mit den Festschmierstoffen begünstigt das Umformöl *Gardolube 6051* einen Werkstofffluss in den oberen Napf beim VR-NR-FP und in den unteren Napf beim NV-NR-FP. In Folge der Volumenkonstanz fließt beim VR-NR-FP auch weniger Werkstoff in den oberen Zapfen und beim NV-NR-

FP sind die unteren Näfte tiefer als bei den mit den Festschmierstoffen gepressten Werkstücken. Aufgrund der geringeren Querschnittsfläche des Zapfens gegenüber der größeren Kreisringfläche des Napfes beim VR-NR-FP machen sich Unterschiede im Werkstofffluss in höherem Maß bei den Zapfenlängen als bei den Napftiefen bemerkbar. Die mittleren quadratischen Fehler zwischen den Ergebnissen der einzelnen Versuche zur jeweiligen Ausgleichsgeraden sind bei der betrachteten Zapfengeometrie beim VR-NR-FP jedoch größer als bei den drei napfförmigen Werkstückbereichen (h_{0N} beim VR-NR-FP sowie h_{0N} und h_{uN} beim NV-NR-FP). Als Schlussfolgerung führt die Verwendung von *Gardolube 6051* verglichen mit Zink-Stearat oder *OK-00110/2009* in beiden Prozessen zu geringerer Reibung. Die Wahl des Schmierstoffs ermöglicht diesen Ergebnissen folgend in gewissen Grenzen die Steuerung des Werkstoffflusses.

Die geringeren Reibungskräfte des Schmierstoffs *Gardolube 6051* wirken sich auch auf die gemessene Stempelkraft aus, wie in **Bild 4.8 a)** am Beispiel des VR-NR-FP zu sehen ist. Im Gegensatz zu den beiden Festschmierstoffen mit kaum voneinander zu unterscheidenden Stempelkraft-Stößelweg-Kurven liegt im stationären Bereich der Umformung nach dem Aufstauchen des Rohteils die Stempelkraft bei Verwendung des Umformöls darunter. Die gleichen tribologischen Bedingungen bei Verwendung der beiden Festschmierstoffe führen aufgrund der ähnlichen Menge an Reibungswärme auch zu ähnlichen Verläufen der Werkstücktemperatur. Die Versuche mit *Gardolube 6051* führen zu einer geringeren Werkstücktemperatur. Dies liegt zum einen an den geringeren Reibungskräften und einer damit verbundenen geringeren Menge an Reibungswärme. Zum anderen könnte auch der Wärmeübergangskoeffizient vom Werkstück zu den Werkzeugelementen größer als bei den Festschmierstoffen sein, so dass mehr Wärme vom Werkstück an die Werkzeuge abgegeben wird.

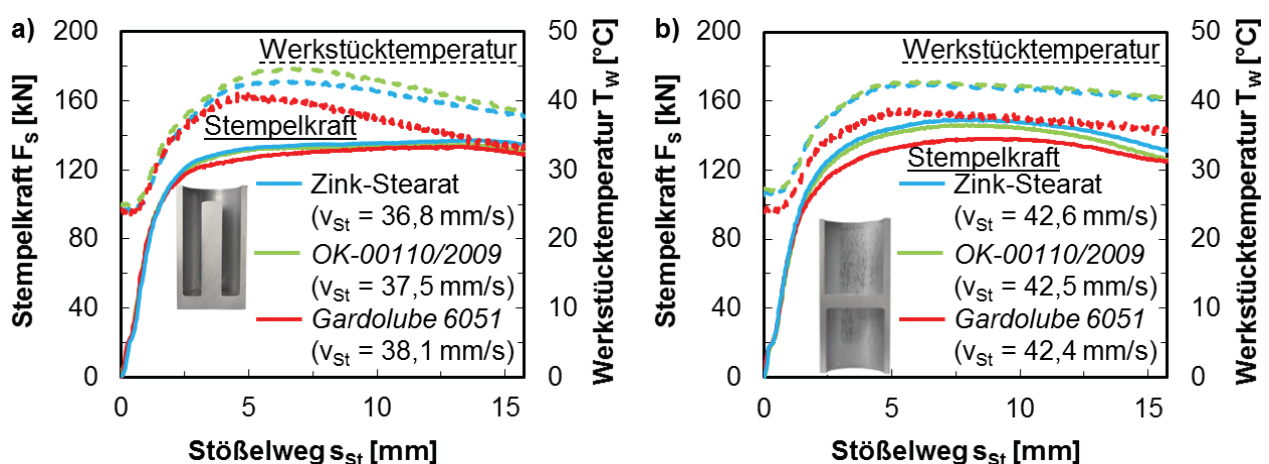


Bild 4.8: Einfluss des verwendeten Schmierstoffs auf den Stempelkraft-Stößelweg- und den Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verlauf beim a) VR-NR-FP und b) NV-NR-FP (Vergrößerung in **Anhang A, Bild 9.3**)

Bezüglich der Stempelkraft und der Werkstücktemperatur zeigt sich beim NV-NR-FP ein ähnliches Verhalten (**Bild 4.8 b**)) wie beim VR-NR-FP. Es besteht ein noch deutlicherer Unterschied

zwischen der Stempelkraft von mit *Gardolube 6051* umgeformten Werkstücken und Versuchen mit den beiden Festschmierstoffen. Die Werkstücktemperatur bei Verwendung von *Gardolube 6051* liegt unter der der Experimente mit Zink-Stearat oder *OK-00110/2009*, wengleich die Umformstarttemperatur hier versuchsbedingt etwas niedriger liegt.

4.1.5.2 Einfluss der Stößelgeschwindigkeit

Die Stößelgeschwindigkeit zeigt bei Verwendung von Zink-Stearat als Schmierstoff keinen signifikanten Einfluss auf den Werkstofffluss, sowohl beim VR-NR-FP (**Bild 4.9**) als auch beim NV-NR-FP (**Bild 4.10**). Verschiedene Relativgeschwindigkeiten und daraus resultierende unterschiedliche thermische Bedingungen im Kontaktbereich zwischen den Aktivteilen und den Werkstücken scheinen das tribologische Verhalten von Zink-Stearat unter den hier vorliegenden Versuchsbedingungen nicht wesentlich zu verändern.

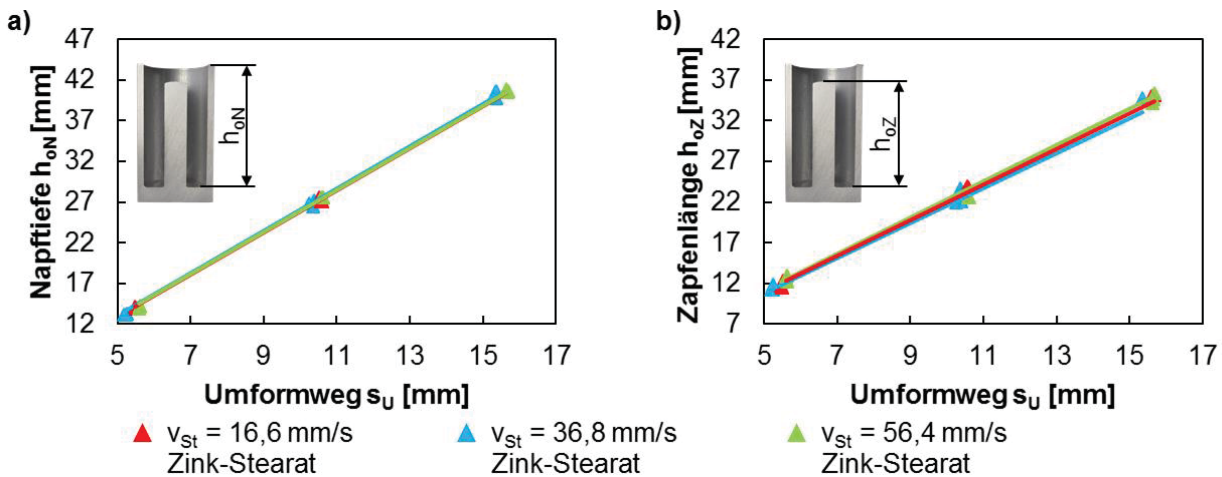


Bild 4.9: Einfluss der Stößelgeschwindigkeit auf die a) obere Napftiefe h_{oN} und die b) obere Zapfenlänge h_{oZ} beim VR-NR-FP (Schmierstoff Zink-Stearat; Vergrößerung in Anhang A, Bild 9.4)

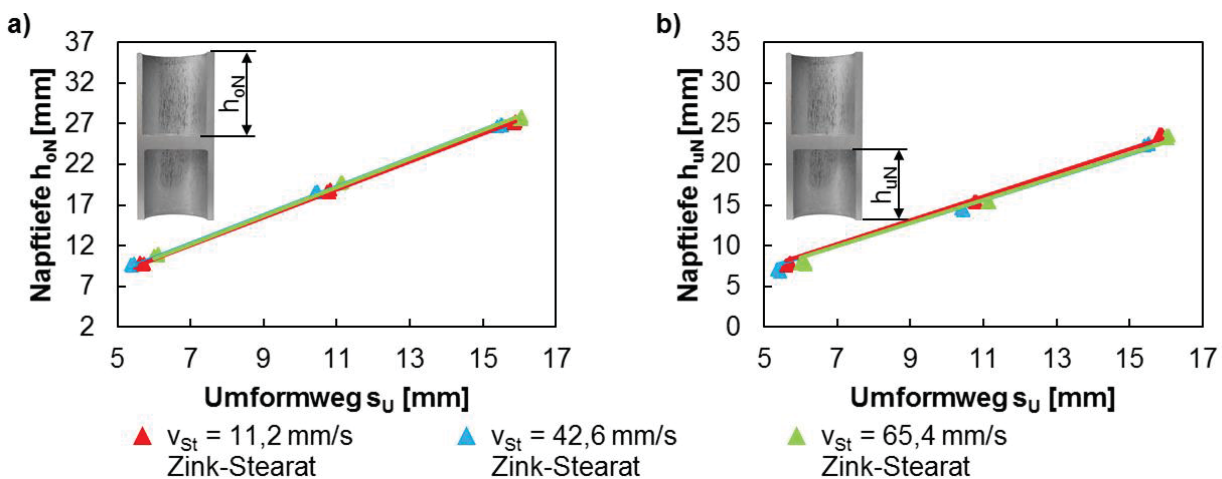


Bild 4.10: Einfluss der Stößelgeschwindigkeit auf die a) obere Napftiefe h_{oN} und die b) untere Napftiefe h_{uN} beim NV-NR-FP (Schmierstoff Zink-Stearat; Vergrößerung in Anhang A, Bild 9.5)

Auch die Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe zeigen keine signifikante Beeinflussung durch die Veränderung der Stößelgeschwindigkeit, sowohl beim VR-NR-FP (**Bild 4.11 a**)) als auch beim NV-NR-FP (**Bild 4.11 b**)). Bei beiden Prozessen steigt die Werkstücktemperatur mit zunehmender Stößelgeschwindigkeit, da weniger Zeit für einen Übergang von Wärme auf die Werkzeugelemente zur Verfügung steht.

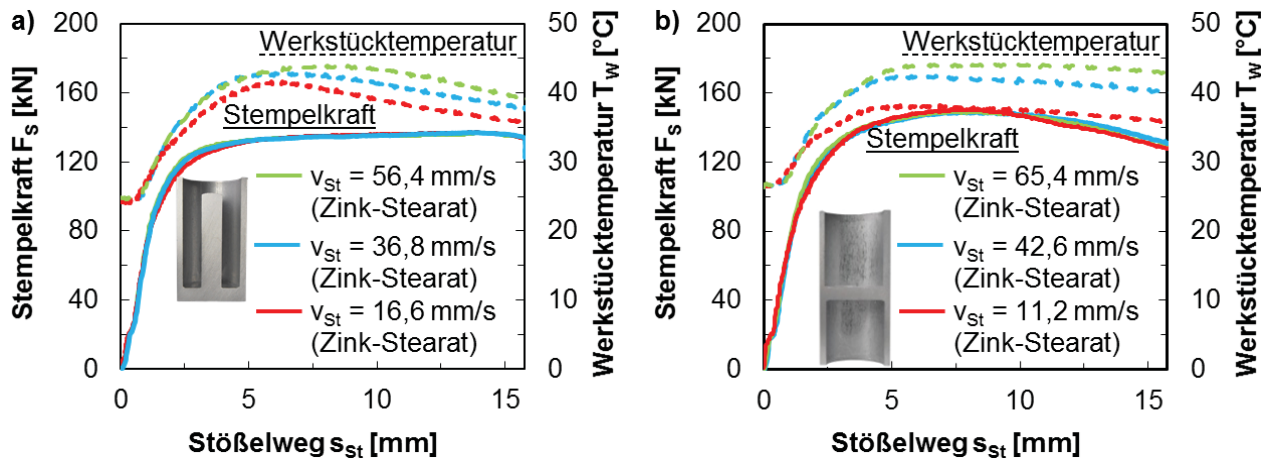


Bild 4.11: Einfluss der Stößelgeschwindigkeit auf den Stempelkraft-Stößelweg- und den Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verlauf beim **a)** VR-NR-FP und **b)** NV-NR-FP (Schmierstoff jeweils Zink-Stearat; Vergrößerung in **Anhang A, Bild 9.6**)

4.2 Simulationsmodelle für kombinierte Fließpressprozesse mit einem bewegten Werkzeugelement

Ziel dieses Abschnittes ist die Modellierung der in diesem Kapitel betrachteten Umformprozesse VR-NR-FP und NV-NR-FP mit der Software *simufact.forming 11.0*. Durch die simulative Abbildung der in **Abschnitt 4.1** durchgeführten Experimente können unbekannte Modellparameter anschließend invers identifiziert werden. Aufgrund der Rotationssymmetrie der Werkstücke und Werkzeuge unter idealer Betrachtungsweise – es werden z. B. keine Form- und Lagefehler von Rundlauf, Rechtwinkligkeit oder Konzentrität betrachtet – ist es möglich, zweidimensionale Prozesssimulationen durchzuführen. Die im Vergleich zu einer dreidimensionalen Prozesssimulation geringere benötigte Rechenleistung für jede einzelne Simulationsrechnung ermöglicht eine größere Anzahl an Simulationsrechnungen und / oder eine feinere Netzauflösung zur Verbesserung der Simulationsgenauigkeit bei gleichem Zeitaufwand.

Die Abmaße der zylindrischen Rohteile in den Simulationsmodellen entsprechen den arithmetischen Mittelwerten der Rohteile aus den Versuchen in **Abschnitt 4.1**. Aufgrund der erzielten Ergebnisse und dem gezeigten ähnlichen tribologischen Verhalten der Schmierstoffe Zink-Stearat und *OK-00110/2009* werden simulativ nur die unterschiedlichen Reibungseigenschaften der Schmiermittel Zink-Stearat und *Gardolube 6051* abgebildet. Für die Umformstarttemperatur T_{Start} der Rohteile (entspricht ebenfalls der Temperatur der Werkzeugelemente sowie der Umgebungstemperatur) sowie die konstante Stößelgeschwindigkeit v_{St} werden in den Simulations-

rechnungen ebenfalls die arithmetischen Mittelwerte aus den vorausgegangenen Versuchen verwendet. Die tribologischen, geometrischen, thermischen und kinematischen Versuchsbedingungen der simulativ abzubildenden Experimente sind im Versuchsplan in **Tabelle 4.3** zusammengefasst.

Tabelle 4.3: Versuchsplan mit tribologischen, geometrischen, thermischen und kinematischen Versuchsbedingungen für die Simulation des VR-NR-FP und des NV-NR-FP

Prozess	Schmierstoff	h_0 [mm]	d_0 [mm]	T_{Start} [°C]	v_{st} [mm/s]
VR-NR-FP	Zink-Stearat	20,07	23,89	24,3	36,2
VR-NR-FP	Gardolube 6051	20,10	23,92	24,4	37,7
NV-NR-FP	Zink-Stearat	20,08	23,90	26,3	46,2
NV-NR-FP	Gardolube 6051	20,05	23,88	24,7	46,6

Neben der Definition der in *simufact.forming* sogenannten Geometrieobjekte werden zunächst die Vernetzungs- und Neuvernetzungskriterien festgelegt. Der Modellierung der Werkstoffeigenschaften der am Umformprozess beteiligten Objekte kommt eine wichtige Bedeutung zu. Während einige der benötigten Kennwerte der Literatur oder aus Herstellerdatenblättern entnommen werden können, haben die in diesem Abschnitt dargelegten Stauchversuche das Ziel, ein geeignetes Werkstoffmodell zur Beschreibung des plastischen Werkstoffverhaltens der Aluminiumlegierung EN AW 1050A auswählen zu können. Weiterhin werden die Kontaktbedingungen zwischen den am Umformprozess beteiligten Objekten definiert und allgemeine Simulationsparameter in den Einstellungen der sogenannten Umformkontrolle in *simufact.forming* festgelegt.

4.2.1 Geometrieobjekte sowie Vernetzungs- und Neuvernetzungskriterien

Die Simulationsmodelle zur Berechnung der Prozesse VR-NR-FP (**Bild 4.12**) und NV-NR-FP (**Bild 4.13**) sind analog zueinander aufgebaut. Die an den Prozessen beteiligten Aktivteile Stempel, Gegenstempel und Matrize mit Armierung entsprechen hinsichtlich der Geometrie jeweils den in den Experimenten verwendeten Werkzeugelementen und sind als elastische Körper modelliert. Dies ist insbesondere wichtig, da sich deren radiale Dehnungen und die sich damit ändernden Werkzeugdurchmesser entscheidend auf den Werkstofffluss auswirken können. Weitere Werkzeugelemente sind in den Simulationsmodellen nicht berücksichtigt. Die konische Presspassung zwischen Matrize und Armierung ist dabei vereinfacht durch eine zylindrische Passung ohne Vorspannung abgebildet. Dies ist zulässig, da dies lediglich die Werkzeugspannungen, nicht aber das elastische Verhalten des Verbundes aus Matrize und Armierung beeinflusst. Weiterhin sind starre Körper für die Aufbringung der Stößelgeschwindigkeit v_{st} und zur Lagerung der elastischen Werkzeuge notwendig. Zwischen dem Stempel und einem weiteren starren Körper ist eine Feder mit der Steifigkeit D zur Berücksichtigung der elastischen Werkzeugdehnung ins Modell integriert. Die Feder bildet die Elastizität der im realen Werkzeug vorhandenen Einbau- und Gestellteile oberhalb des Stempels und unterhalb des Gegenstempels ab.

Dies ist insbesondere für eine möglichst exakte Vorhersage zwischen der Stempelkraft bzw. der Werkstücktemperatur und dem Stößelweg wichtig.

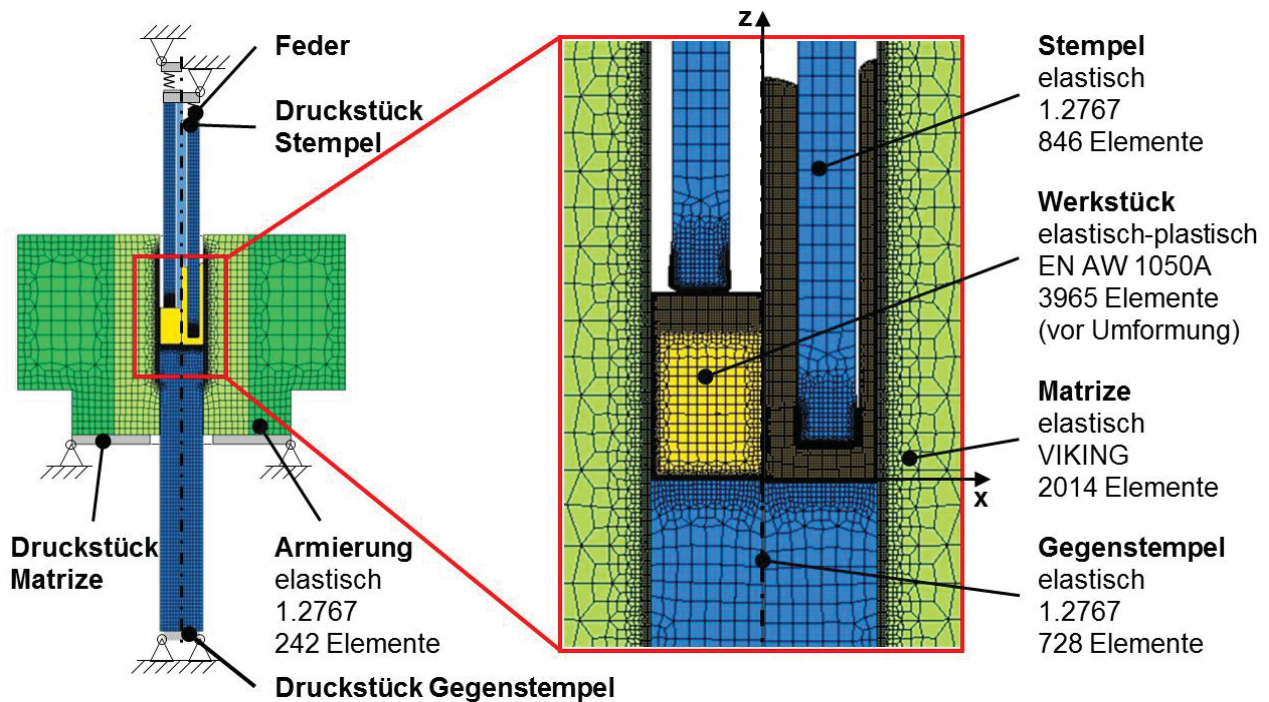


Bild 4.12: Aufbau des Modells für die Simulation des VR-NR-FP mit *simufact.forming* mit Angabe der Elementanzahl des Werkstücknetzes vor der Umformung und der Netze der für die Prozessmodellierung benötigten Aktivteile; links Rohteil vor der Umformung, rechts fertig gepresstes Werkstück im unteren Totpunkt

Die starren Referenzkörper wurden direkt als zylindrische oder röhrenförmige Basiskörper im Programmsystem *simufact.forming* erstellt. Die Aktiv- und Rohteile wurden mithilfe der CAD-Software *CATIA V5R20* modelliert und als *.igs-Dateien in die Simulationsmodelle importiert.

Für alle nicht starren Objekte wurden Netze mit dem im Programm *simufact.forming* zur Verfügung stehenden Quadtree-Vernetzer erzeugt. Dieser zeichnet sich durch eine hohe Prozessstabilität aus, insbesondere bei großen plastischen Formänderungen, wie sie beim Fließpressen vorkommen. Vom Anwender sind hierfür die Netzauflösung vorzugeben sowie Bereiche, in denen das Gitternetz verfeinert oder vergrößert werden soll. Die erweiterten Vernetzungsparameter aller zu den Modellen für die Simulation des VR-NR-FP und des NV-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte sind in **Tabelle 4.4** aufgelistet sowie die Vernetzungsparameter der zum Modell für die Simulation des VR-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte in **Tabelle 4.5**.

Tabelle 4.4: Erweiterte Vernetzungsparameter aller zu den Modellen für die Simulation des VR-NR-FP und des NV-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte

Allgemein	Qualität	Ablaufkontrolle	Verschiedenes				
Max. Verfeinerungsstufe	1	Kontur	10 ⁻⁵	Versuche	3	Max. Knoten	0
Max. Vergrößerungsstufe	1	Netz	0,3	Max. Iterationen	1.000	Protokolldetail	0
		Eckwinkel	1°	Shakes	10		

Tabelle 4.5: Vernetzungsparameter der zum Modell für die Simulation des VR-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte

Element	Kantenlänge	Elemente	Vernetzer	Elementtyp	Verfeinerungsboxen
Werkstück	0,5 mm	3965	Quadtree	Quads (10)	4
Matrize	4 mm	2014	Quadtree	Quads (10)	1
Armierung	4 mm	242	Quadtree	Quads (10)	-
Stempel	2 mm	846	Quadtree	Quads (10)	2
Gegenstempel	2 mm	728	Quadtree	Quads (10)	1

Durch die Angabe der Verfeinerungsstufe als natürliche Zahl wird im Zuge der Definition der Vernetzungsparameter in *simufact.forming* die obere Grenze für die Verfeinerung der Grundelementkantenlänge definiert. Der Vernetzer beginnt mit der größtmöglichen Elementkantenlänge, die während der eigentlichen Simulationsrechnung weiter verfeinert wird. Dabei wird die ursprüngliche Elementkantenlänge durch 2^X geteilt, wobei X die Verfeinerungsstufe darstellt. Anstelle des ursprünglichen Elements werden $(2^X)^2$ Elemente erzeugt. Eine maximale Verfeinerungsstufe von 1 führt also beispielsweise zu einem Netz, welches 4-mal feiner ist als das ursprüngliche Netz und eine maximale Verfeinerungsstufe von 2 zu einem 16-mal feineren Netz. Mit einer Erhöhung der Verfeinerungsstufen steigt die Berechnungsdauer exponentiell an. Im Gegensatz dazu beschreibt der Parameter Vergrößerungsstufe (natürliche Zahl) die obere Grenze für die Vergrößerung des inneren Netzes. Mit jeder Erhöhung der Vergrößerungsstufe um ein Inkrement von 1 wird die Elementkantenlänge des ursprünglichen Netzes verdoppelt. Vergrößerte Werkstück- oder Werkzeugbereiche führen zu einer verringerten Elementanzahl [Sim12].

Verfeinerungen eignen sich für Bereiche mit großen Elementverzerrungen, z. B. im Bereich der Stempel- oder Gegenstempelkontur, sowie in allen Kontaktbereichen zwischen Werkstück und Werkzeugen für eine verbesserte Abbildung der tribologischen und thermischen Kontaktbedingungen. Netzvergrößerungen vereinfachen die Rechnungen und führen zu verkürzten Rechenzeiten. Bereiche in der Objektmitte ohne augenblicklich große Änderung der plastischen Deformation können daher vergrößert werden. Netzverfeinerungen werden in *simufact.forming* durch Verfeinerungsboxen definiert, Netzvergrößerungen werden automatisch vom Vernetzer oder beim Neuvernetzen vorgenommen, wobei der Vergrößerungsfaktor vom Anwender vorzugeben ist (beträgt hier 1). Die vorgenommenen Einstellungen der erweiterten Vernetzungsparameter der Verfeinerungsboxen der zum Modell für die Simulation von Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressprozessen gehörenden, nicht starren Objekte sind in **Tabelle 4.6** aufgelistet.

Tabelle 4.6: Erweiterte Vernetzungsparameter der Verfeinerungsboxen der zum Modell für die Simulation des VR-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte (V: Verfeinerung; K: Kontur)

Element	Box	Typ	Stufe	x_1 [mm]	z_1 [mm]	x_2 [mm]	z_2 [mm]	Referenz
Werkstück	1	V	1	0	$-4 + h_0$	12,5	$96 + h_0$	Stempel
Werkstück	2	K	3	0	$-0,25 + h_0$	11,75	$4 + h_0$	Stempel
Werkstück	3	K	3	0	-1	11,75	0,25	-
Werkstück	4	K	3	11,75	-1	12,5	$96 + h_0$	-
Matrize	1	V	4	11,8	-20	12,5	50	-
Stempel	1	V	2	0	$-1 + h_0$	12,5	$6 + h_0$	-
Stempel	2	K	4	0	$-1 + h_0$	12,5	$4 + h_0$	-
Gegenstempel	1	V	2	0	-1	12,5	1	-

Durch die große plastische Deformation des Werkstücks während des Umformprozesses kommt es zu großen Verzerrungen einzelner Elemente. Durch die Neuvernetzung des Werkstücks im Laufe des Umformprozesses kann diesem Effekt entgegengewirkt werden. Zu einer Neuvernetzung kommt es bei den gewählten Einstellungen bei einer Werkzeugdurchdringung von 0 mm (beginnt die Neuvernetzung, wenn die Durchdringung des Werkstücks mit einem Werkzeugelement die eingegebene Grenze überschreitet) und einer Winkeländerung größer 40° (beginnt die Neuvernetzung, wenn die Abweichung eines Elementwinkels größer als der eingegebene Wert ist). Außerdem wurde die sofortige Neuvernetzung zu Prozessbeginn aktiviert sowie bei einer relativ starken Verzerrung von einzelnen Elementen.

Die Vernetzungsparameter bzw. die erweiterten Vernetzungsparameter der Verfeinerungsboxen der zum Modell für die Simulation des NV-NR-FP (**Bild 4.13**) gehörenden, nicht starren Objekte finden sich in **Tabelle 4.7** bzw. **Tabelle 4.8**.

Tabelle 4.7: Vernetzungsparameter der zum Modell für die Simulation des NV-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte

Element	Kantenlänge	Elemente	Vernetzer	Elementtyp	Verfeinerungsboxen
Werkstück	0,5 mm	4536	Quadtree	Quads (10)	5
Matrize	4 mm	2014	Quadtree	Quads (10)	1
Armierung	4 mm	242	Quadtree	Quads (10)	-
Stempel	2 mm	1039	Quadtree	Quads (10)	3
Gegenstempel	2 mm	1243	Quadtree	Quads (10)	3

Tabelle 4.8: Erweiterte Vernetzungsparameter der Verfeinerungsboxen der zum Modell für die Simulation des NV-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte (V: Verfeinerung; K: Kontur)

Element	Box	Typ	Stufe	x_1 [mm]	z_1 [mm]	x_2 [mm]	z_2 [mm]	Referenz
Werkstück	1	V	1	0	$-4 + h_0$	12,5	$96 + h_0$	Stempel
Werkstück	2	K	3	11,75	-96	12,5	$96 + h_0$	-
Werkstück	3	V	1	0	-96	12,5	4	-
Werkstück	4	K	3	0	$-0,25 + h_0$	11,75	$4 + h_0$	Stempel
Werkstück	5	K	3	0	-4	11,75	0,25	-
Matrize	1	V	4	11,8	-30	12,5	40	-
Stempel	1	V	2	0	$-1 + h_0$	12,5	$6 + h_0$	-
Stempel	2	K	4	0	$-1 + h_0$	1	$0,25 + h_0$	-
Stempel	3	K	4	1	$-1 + h_0$	12,5	$4 + h_0$	-
Gegenstempel	1	V	2	0	-6	12,5	1	-
Gegenstempel	2	K	4	0	-0,25	1	1	-
Gegenstempel	3	K	4	1	-4	12,5	-0,25	-

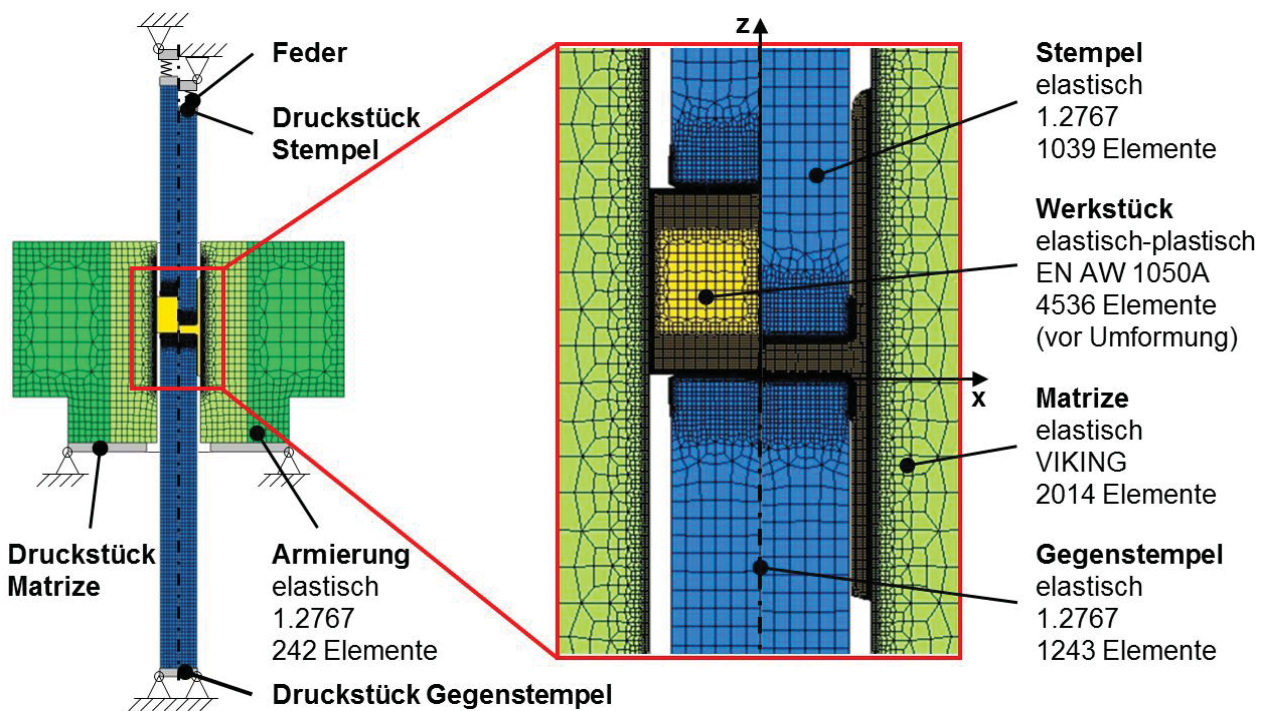


Bild 4.13: Aufbau des Modells für die Simulation des NV-NR-FP mit *simufact.forming* mit Angabe der Elementanzahl des Werkstücknetzes vor der Umformung und der Netze der für die Prozessmodellierung benötigten Aktivteile; links Rohteil vor der Umformung, rechts fertig presstes Werkstück im unteren Totpunkt

Für die Bestimmung der jeweiligen Werkstückgeometrie während der Umformung wurden in die Werkstückmodelle sogenannte Oberflächenpartikel eingefügt (**Bild 4.14**). Die Oberflächenpartikel geben für jeden Berechnungsschritt die lokalen Oberflächenkoordinaten aus und lassen die Bestimmung der Tiefen der Näpfe h_{0N} und h_{uN} und Längen der Zapfen h_{0Z} sowie der Temperatur T_W der Werkstücke in Abhängigkeit von den Werkstückbodendicken h_B zu (**Gl. (40)** bis **Gl. (51)**). Dabei wird davon ausgegangen, dass sich die Werkstücklängen h_{0Z} , h_{0N} und h_{uN} bei einer angenommenen Entlastung des Werkstücks und damit verbundener Rückfederung zu je-

dem bestimmten Stößelweg nicht ändern, da diese Werkstückbereiche auch unter Prozesslast nahezu keine elastische Dehnung in z-Richtung aufweisen.

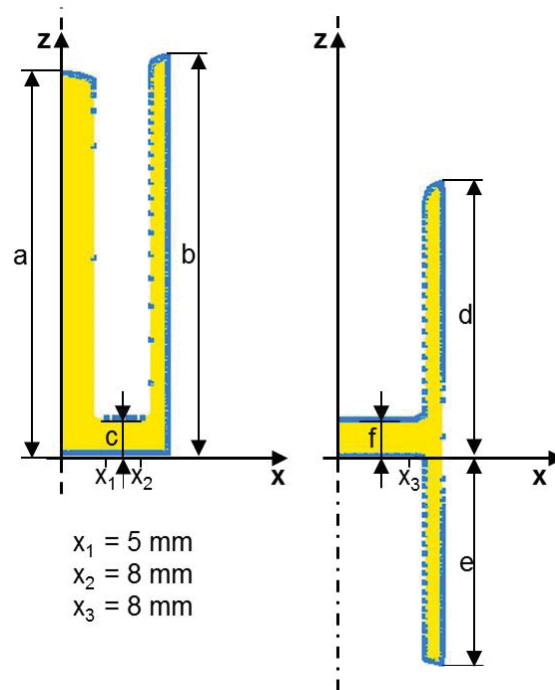


Bild 4.14: Bestimmung der Werkstücklängen h_{oZ} , h_{oN} , h_{uN} und h_B mithilfe der in die Simulationsmodelle eingefügten Oberflächenpartikel und der Hilfsgrößen a-f

Bei der Berechnung der Werkstückbodendicken h_B wird angenommen, dass die Stempelkraft F_S gleichmäßig über die gesamten verbleibenden Höhen c bzw. f auf einem der Werkstückbodenflächen entsprechenden Querschnitt wirkt und bei Entlastung zu einer betragsmäßig nur geringen Rückfederung führt. Es gelten für das VR-NR-FP

$$a = \max z, \text{ für } x \leq x_1, \quad (40)$$

$$b = \max z, \text{ für } x \geq x_2, \quad (41)$$

$$c = \max z, \text{ für } x_1 \leq x \leq x_2, \quad (42)$$

$$h_{oZ} = a - c, \quad (43)$$

$$h_{oN} = b - c \text{ und} \quad (44)$$

$$h_B = c \cdot \left(1 + \frac{F_S}{d_{Ma}^2 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot E} \right) \quad (45)$$

sowie für das NV-NR-FP

$$d = \max z, \text{ für } x \geq x_3, \quad (46)$$

$$e = \left| \min z \right|, \text{ für } x \geq x_3, \quad (47)$$

$$f = \max z, \text{ für } x \leq x_3, \quad (48)$$

$$h_{oN} = d - f, \quad (49)$$

$$h_{uN} = e \text{ und} \quad (50)$$

$$h_B = f \cdot \left(1 + \frac{F_S}{d_{Ma}^2 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot E} \right). \quad (51)$$

4.2.2 Modellierung der Werkstoffeigenschaften der Aktivteile sowie der Legierung EN AW 1050A

Die korrekte Abbildung der Werkstoffeigenschaften der am Umformprozess beteiligten Elemente stellt eine wichtige Basis zur Erzielung aussagekräftiger Simulationsergebnisse dar. Dabei handelt es sich zum einen um die elastischen und thermischen Werkstoffeigenschaften der Aktivteile sowie die der Legierung EN AW 1050A, zum anderen aber vielmehr um die plastischen Eigenschaften des Werkstückmaterials. Die Charakterisierung des plastischen Werkstoffverhaltens von EN AW 1050A erfolgte durch Stauchversuche.

4.2.2.1 Modellierung der elastischen und thermischen Werkstoffeigenschaften der Aktivteile sowie der Legierung EN AW 1050A

Die für die Simulationsmodelle relevanten Materialkennwerte für den Werkstückwerkstoff EN AW 1050A (**Tabelle 4.9**) und für die verwendeten Werkzeugstähle 1.2767 [Abr15, STA15] von Stempel, Gegenstempel und Armierung sowie *VIKING*⁹ [BÖH15] von der Matrize stammen aus entsprechenden Werkstoffdatenblättern der Hersteller (**Anhang B**).

Tabelle 4.9: Materialkennwerte des Werkstückwerkstoffs EN AW 1050A [DIN10, Hes11]

Materialkennwerte EN AW 1050A	Temperatur [°C]			
	20	100	200	300
Dichte [kg/m ³]	2.700			
E-Modul [N/mm ²]	70.000	67.900	60.200	47.600
Poissonzahl [-]	0,33			
Wärmeleitfähigkeit [W/(m ² ·K)]	215			
Spezifische Wärmekapazität [J/(kg·K)]	900			
Wärmeausdehnung [10 ⁻⁶ ·K ⁻¹]	-	23,5	24,4	25,4

Die lokale Werkstücktemperatur liegt während des Kaltfließpressens von Aluminium aufgrund von durch Dissipation eingebrachter Wärme üblicherweise kurzzeitig zwischen Raumtemperatur

⁹ *VIKING* ist ein zäher und verschleißfester Kaltarbeitsstahl der Marke *UDDEHOLM* der *BÖHLER-UDDEHOLM Deutschland GmbH*.

und 250 °C. In diesem Temperaturbereich können die Werkstoffdichte und die Querkontraktionszahl sowohl für Werkstück als auch Werkzeuge als konstant angesehen werden. Der E-Modul von Aluminium weist dahingegen eine deutliche Temperaturabhängigkeit auf [Ost14]. Weiterhin ist der thermische Verlustfaktor V zu beachten, welcher angibt, welcher Anteil der ins Werkstück eingebrachten Umformarbeit in Wärme umgesetzt wird. Der thermische Verlustfaktor ist in starkem Maße werkstoff- und prozessspezifisch, wird aber oftmals zu einem Wert von 0,9 angenommen [Mey07]. Der Default-Wert in *simufact.forming* für V von Aluminiumlegierungen beträgt 0,75. Weitere Angaben dazu sind in der Literatur nicht zu finden. Der Verlustfaktor von EN AW1050A stellt daher einen invers zu identifizierenden Parameter dar. Eine korrekte Einstellung der weiteren thermischen Werkstoffkenngrößen wie der Wärmeleitfähigkeit, der spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeausdehnung ist für eine genaue Simulation der oben beschriebenen Umformprozesse ebenfalls erforderlich.

4.2.2.2 Ermittlung von Fließwiderständen der Legierung EN AW 1050A

Für die Ermittlung von Fließwiderständen durch Zylinderstauchversuche bei verschiedenen Umformstarttemperaturen und Umformgeschwindigkeiten wurde zunächst ein geeigneter Versuchsplan mit jeweils zweifacher Versuchsbelegung erstellt (**Tabelle 4.10**).

Tabelle 4.10: Vollfaktorieller Versuchsplan aus Umformstarttemperaturen und Umformgeschwindigkeiten zur Ermittlung von Fließwiderständen der Legierung EN AW 1050A durch Zylinderstauchversuche

Umformstarttemperatur T_{Start} [°C]	Umformgeschwindigkeit $\dot{\phi}$ [s ⁻¹]		
	0,05	1	20
T_R	X	X	X
50	X	X	X
100	X	X	X
150	X	X	X
200	X	X	X
250	X	X	X
300	X	X	X

Für die Erstellung des Versuchsplans wurden die auftretenden Werkstücktemperaturen und Umformgeschwindigkeiten während der durch die Simulationen abzubildenden Umformprozesse abgeschätzt. Als Umformstarttemperaturen T_{Start} wurden Werte zwischen 50 °C und 300 °C mit einem Inkrement von 50 °C gewählt und zusätzlich erfolgte die Versuchsdurchführung bei Raumtemperatur T_R . Ebenso sollte sich der Bereich der gewählten Umformgeschwindigkeiten an den zu erwartenden Werten in den zu untersuchenden Umformprozessen orientieren. Die gewählten Grenzen $0,05 \text{ s}^{-1} < \dot{\phi} < 20 \text{ s}^{-1}$ wurden jedoch nach unten durch noch akzeptable Versuchszeiten und nach oben durch die physikalische Grenze der verwendeten Prüfmaschine festgelegt (niedrigere Umformgeschwindigkeiten kleiner $0,05 \text{ s}^{-1}$ führen zu langen Versuchszeiten

und Versuche mit Geschwindigkeiten größer 20 s^{-1} können aufgrund des störenden Schwingungsverhaltens der Prüfmaschine nicht präzise ausgewertet werden). Weitere Versuche wurden bei $\dot{\varphi} = 1 \text{ s}^{-1}$ durchgeführt.

Die Zylinderstauchversuche wurden auf der Prüfmaschine *Gleeble 3800c* des Herstellers *Dynamic Systems Inc.* am *IFU* durchgeführt (**Bild 4.15**). Die Sollabmessungen der zylindrischen Stauchproben betragen $h_{0, \text{Soll}} = 15 \text{ mm}$ bzw. $d_{0, \text{Soll}} = 10 \text{ mm}$. Die Probenherstellung erfolgte spanend aus dem im Zuge der gesamten Arbeit verwendeten chargengleichen Stangenmaterial. Eine Vermessung jeder einzelnen Probe erfolgte mittels einer Bügelmessschraube unmittelbar vor den Stauchversuchen. Zur Verringerung der Reibung zwischen den Stirnflächen der Proben und den Stauchbahnen aus Hartmetall kamen Graphitplättchen und eine zusätzlich darauf applizierte Kupferpaste zur Anwendung.

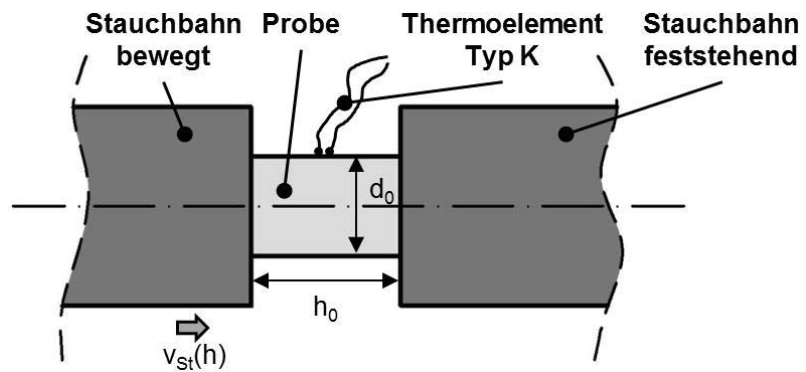
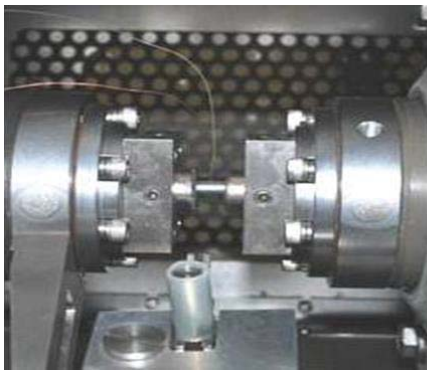


Bild 4.15: Versuchsaufbau eines Zylinderstauchversuchs auf der verwendeten Prüfmaschine *Gleeble 3800c*

Vor den Stauchvorgängen wurden die Proben durch konduktive Erwärmung auf die definierten Starttemperaturen T_{Start} erwärmt. Zur Gewährleistung eines möglichst geringen Temperaturgradienten innerhalb der Proben erfolgte nach Erreichen von T_{Start} vor dem Stauchvorgang ein Durchwärmen der Proben während einer Haltezeit von zehn Sekunden. Zur Erfassung der Proben temperatur wurden auf der Mantelfläche auf halber Probenhöhe Drähte eines Thermoelements vom Typ K angeschweißt. Bei Versuchen mit Umformgeschwindigkeiten und Umformstarttemperaturen, bei denen die während der Versuche an die Stauchbahnen und die Umgebung abgegebene Wärme größer ist als die durch die Umformung ins Werkstück dissipierte Wärme, erfolgte durch Messung mittels der Thermoelemente und durch konduktive Erwärmung eine Regelung der Werkstücktemperatur. Daher können alle bei $\dot{\varphi} = 0,05 \text{ s}^{-1}$ durchgeführten Versuche als isotherm betrachtet werden. Bei höheren Umformgeschwindigkeiten übersteigt die dissipierte Wärme jedoch die abgegebene Wärme. Die Proben temperatur erhöht sich somit während des Stauchprozesses und es liegen keine isothermen Versuchsbedingungen vor.

Beim Stauchvorgang wird bei der verwendeten Prüfmaschine eine der Stauchbahnen abhängig von der verbleibenden Probenhöhe h mit der Geschwindigkeit v_{st} in der Weise bewegt, dass die

Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ während des gesamten Stauchprozesses konstant ist. Die mathematische Formulierung dafür lautet:

$$v_{St} = h \cdot \dot{\varphi} . \quad (52)$$

Neben der für den Stauchprozess benötigten Stauchkraft F_{St} und dem Hub s_{St} der Stauchbahn wurde bei den durchgeführten Versuchen auch die Proben-temperatur T_w messtechnisch erfasst.

Aus dem oben erwähnten Grund des Temperaturanstiegs in der Probe bei großen Umformgeschwindigkeiten kann eine isotherme Fließkurvenaufnahme nicht immer gewährleistet werden. Weiterhin führen Reibungskräfte zwischen den Proben und den Stauchbahnen dazu, dass die Stauchkraft nicht der Umformkraft entspricht und ungefähr ab einem Umformgrad $\varphi > 0,7$ zu einem sichtbaren Ausbauchen der Proben und einem unzulässig mehrachsigen Spannungszustand. Daher wird aus den ermittelten Kräften und Probengeometrie nicht die Fließspannung (isotherm, reibungsfrei, einachsiger Spannungszustand), sondern zunächst der Fließwiderstand k_w als stauchwegabhängige Größe wie folgt berechnet:

$$k_w(h) = \frac{4 \cdot F_{St} \cdot h}{\pi \cdot d_0^2 \cdot h_0} . \quad (53)$$

Der zugehörige Umformgrad berechnet sich zu:

$$\varphi(h) = \ln\left(\frac{h_0}{h}\right) . \quad (54)$$

Die Prüfmaschine und der gesamte Werkzeugaufbau im Kraftfluss erfährt durch die aufzubringende Umformkraft eine elastische Dehnung. Nachträglich erfolgte mithilfe der zuvor experimentell bestimmten Werkzeug- und Maschinensteifigkeit von 345 kN/mm die Korrektur des gemessenen Hubs. Die so erhaltenen Fließwiderstände wurden nun zusammen mit den gemessenen Proben-temperaturen über dem Umformgrad mit einer Schrittweite von $\Delta\varphi = 0,02$ linear interpoliert. Damit ergibt sich eine standardisierte Darstellung des Fließwiderstands über dem Umformgrad, abhängig von der gewählten Umformgeschwindigkeit und der tatsächlichen Proben-temperatur während der Versuche.

4.2.2.3 Modellierung der plastischen Werkstoffeigenschaften der Legierung EN AW 1050A

Die im vorangehenden Abschnitt ermittelten Fließwiderstände im Bereich $\varphi \leq 0,7$ samt der Informationen zu den tatsächlichen Proben-temperaturen können verwendet werden, um das plastische Werkstoffverhalten von EN AW 1050A durch analytische Fließkurvenmodelle zu beschreiben. Dies ermöglicht die Extrapolation der Fließspannung in Bereiche unterhalb bzw. oberhalb von den im Versuchsplan gewählten Grenzen von $\varphi = 0,7$, $T_R \leq T_{Start} \leq 300 \text{ }^\circ\text{C}$ und $0,05 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\varphi} \leq 20 \text{ s}^{-1}$. Es ist jedoch dadurch nicht möglich, eine präzise Aussage darüber zu tref-

fen, in welcher Güte die extrapolierten Werte der Realität entsprechen. Weiterhin können analytische Fließkurvenmodelle genutzt werden, um Fließkurven unter isothermen Bedingungen graphisch darzustellen.

In jedem Tripel aus Umformgrad φ , Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ und mittels Thermoelemente erfasster tatsächlicher Proben temperatur T_w wurde die Differenz zwischen experimentell bestimmtem Fließwiderstand und mit einem analytischen Fließkurvenmodell berechneter Fließspannung bestimmt. Die durch Quadrieren der jeweiligen Differenzen erhaltenen Werte wurden über die Gesamtanzahl n von 1470 aufgezeichneten Tripeln (zweifache Versuchsbelegung, drei Umformgeschwindigkeiten, sieben Umformstarttemperaturen, 35 Umformgrade im Bereich $0,02 \leq \varphi \leq 0,7$) aufsummiert und die Wurzel dieser Summe mithilfe eines in *MSEExcel* implementierten Generalized-Reduced-Gradient-Algorithmus minimiert. Die Materialkonstanten der jeweiligen Fließkurvenmodelle stellten dabei die Optimierungsvariablen dar. Als Maß für die Güte der Beschreibung des Fließverhaltens durch die jeweiligen Modelle dient der quadratische Mittelwert

$$RMS_{k_w} = \sqrt{\frac{1}{n} \cdot \sum_n (k_w^{Exp} - k_w^{Mod})^2} \quad (55)$$

zwischen experimentell bestimmten Fließwiderständen k_w^{Exp} und mittels des jeweiligen Modells berechnetem Fließwiderstand k_w^{Mod} bzw. **Gl. (56)** (mit Relativierung durch jeweilige experimentell bestimmte Fließwiderstände k_w^{Exp}):

$$RMS_{k_w,rel} = \sqrt{\frac{1}{n} \cdot \sum_n \left(\frac{k_w^{Exp} - k_w^{Mod}}{k_w^{Exp}} \right)^2} \quad (56)$$

Es ergeben sich für verschiedene Fließkurvenmodelle die nach **Gl. (55)** bzw. **Gl. (56)** berechneten quadratischen Mittelwerte gemäß **Tabelle 4.11**. Alle Werkstoffmodelle bilden das plastische Werkstoffverhalten der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit einer Genauigkeit $RMS_{k_w,rel} < 8,8 \%$ ab. Die geringste Abweichung zeigt das Modell nach Hensel und Spittel (**Gl. (16)**) mit $RMS_{k_w} = 3,1 \text{ N/mm}^2$ bzw. $RMS_{k_w,rel} = 4,6 \%$. Die größte Abweichung tritt beim Modell nach Molinari und Clifton (**Gl. (19)**) auf ($RMS_{k_w} = 6,1 \text{ N/mm}^2$ bzw. $RMS_{k_w,rel} = 8,8 \%$).

In **Bild 4.16** sind in schwarz der Fließwiderstand k_w eines Stauchversuchs mit einer Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und einer Umformstarttemperatur $T_{Start} = 23,7 \text{ °C}$ und in grau die gemessene Werkstücktemperatur T_w während des Versuchs abgebildet. Es ist zu sehen, dass sich die Probe infolge der Umformung erwärmt. Weiterhin sind in das Diagramm die mit den verschiedenen Fließkurvenmodellen und dafür jeweils identifizierten Materialkonstanten Fließwiderstände in Abhängigkeit von der Umformgeschwindigkeit und der zu einem bestimmten Umformgrad

tatsächlich gemessenen Probestemperatur eingetragen. Wie die Ergebnisse aus **Tabelle 4.11** erwarten lassen, beträgt die Abweichung zwischen Versuch und den Fließkurvenmodellen im Bereich $\phi \leq 0,7$ nur wenige N/mm^2 und die Unterschiede zwischen den verschiedenen Modellen sind gering. Eine Ausnahme stellt das Modell von Molinari und Clifton dar.

Tabelle 4.11: Quadratische Mittelwerte RMS_{k_w} der Differenzen zwischen experimentell bestimmten Fließwiderständen und mittels verschiedener Fließkurvenmodelle berechneten Fließwiderständen und deren verwendete Abkürzungen

Nr.	Fließkurvenmodell	Abk.	Gleichungen	RMS_{k_w} [N/mm^2]	$\text{RMS}_{k_w, \text{rel}}$ [%]
1	Ludwik / Prandtl / El-Magd	L-P-E	Gl. (10), (13), (15)	3,6	5,5
2	Ludwik / Zener & Hollomon / El-Magd	L-ZH-E	Gl. (10), (14), (15)	3,6	5,5
3	Swift / Prandtl / El-Magd	S-P-E	Gl. (11), (13), (15)	3,6	5,5
4	Swift / Zener & Hollomon / El-Magd	S-ZH-E	Gl. (11), (14), (15)	4,4	6,6
5	Voce / Prandtl / El-Magd	V-P-E	Gl. (12), (13), (15)	3,7	5,6
6	Voce / Zener & Hollomon / El-Magd	V-ZH-E	Gl. (12), (14), (15)	3,7	5,6
7	Hensel & Spittel	HS	Gl. (16)	3,1	4,6
8	Johnson & Cook	JC	Gl. (17)	3,6	5,5
9	Shirakashi & Usui	SU	Gl. (18)	3,8	5,9
10	Molinari & Clifton	MC	Gl. (19)	6,1	8,8
11	Litonski & Batra	LB	Gl. (20)	4,0	5,8

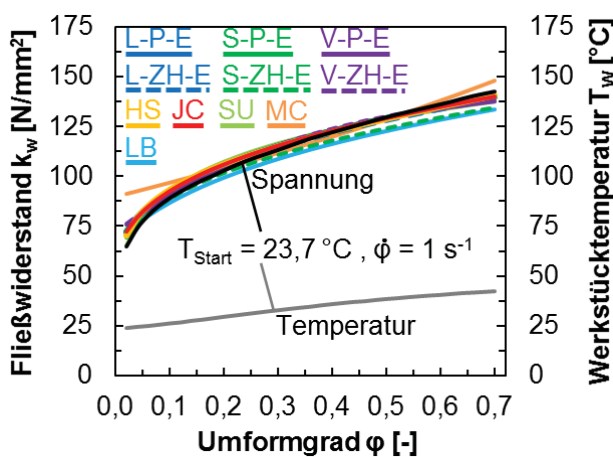


Bild 4.16: Fließwiderstand k_w (schwarz) und Werkstücktemperatur T_w (grau) eines Stauchversuchs für $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $T_{\text{start}} = 23,7 \text{ °C}$ und dessen Abbildung durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung in **Anhang C, Bild 9.7**)

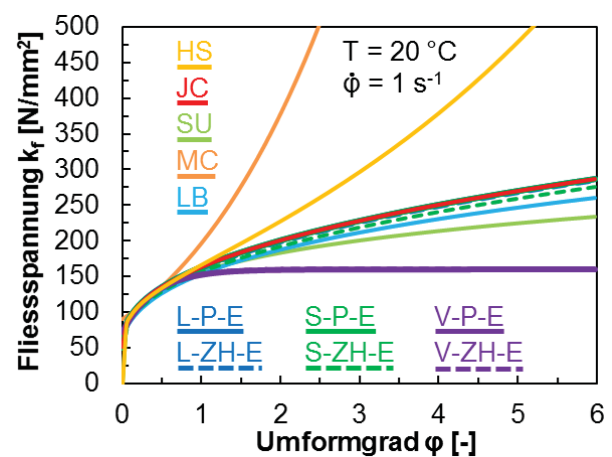


Bild 4.17: Abbildung der Fließkurve für $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $T = 20 \text{ °C}$ durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung in **Anhang C, Bild 9.8**)

In **Bild 4.17** dagegen ist die nach den in **Tabelle 4.11** aufgelisteten Modellen berechnete Fließkurve unter isothermen Bedingungen von $T = 20 \text{ °C}$ und einer Umformgeschwindigkeit $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$ dargestellt. Durch Extrapolation in Bereiche höherer Umformgrade wird der teilweise große Unterschied zwischen den Fließkurvenmodellen deutlich. Während bei den Modellen 1-4, 8, 9 und 11 die Steigung der Fließkurve mit Zunahme des Umformgrads abnimmt, ist bei den Modellen

nach Hensel und Spittel (7) sowie Molinari und Clifton (10) für größere Umformgrade eine sich verstärkende Zunahme der Fließspannung zu verzeichnen. Bei den Modellen nach Voce / Prandtl / El-Magd (5) und Voce / Zener und Hollomon / El-Magd (6) stellt sich dagegen bereits ab einem Umformgrad von $\phi \approx 1$ eine Sättigungsspannung ein.

In **Bild 4.18** ist zu sehen, dass bei höheren Umformgeschwindigkeiten (hier $\dot{\phi} = 20 \text{ s}^{-1}$) versuchsbedingte Schwingungen der Prüfmaschine zu einem nicht monotonen Verlauf des Fließwiderstandes führen. Diese Ungenauigkeiten bei der Versuchsdurchführung bzw. -auswertung werden durch die analytischen Fließkurvenmodelle eliminiert. Durch die höhere Umformgeschwindigkeit erwärmt sich die Probe infolge der Umformung stärker als bei einer Umformgeschwindigkeit von $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$. Auch hier sind die Unterschiede zwischen den verschiedenen Modellen mit Ausnahme des Modells von Molinari und Clifton gering. Bei Betrachtung der Fließspannung im extrapolierten Bereich bis $\phi = 6$ und konstanten Werten $T = 20 \text{ °C}$ und $\dot{\phi} = 20 \text{ s}^{-1}$ in **Bild 4.19** zeigt sich das gleiche Verhalten wie bei niedrigeren Umformgeschwindigkeiten (**Bild 4.17**). Die durch die Modelle nach Voce / Prandtl / El-Magd (5), Voce / Zener und Hollomon / El-Magd (6), Hensel und Spittel (7) sowie Molinari und Clifton (10) bestimmten Verläufe der Fließspannung unterscheiden sich stark von den übrigen sieben Modellen.

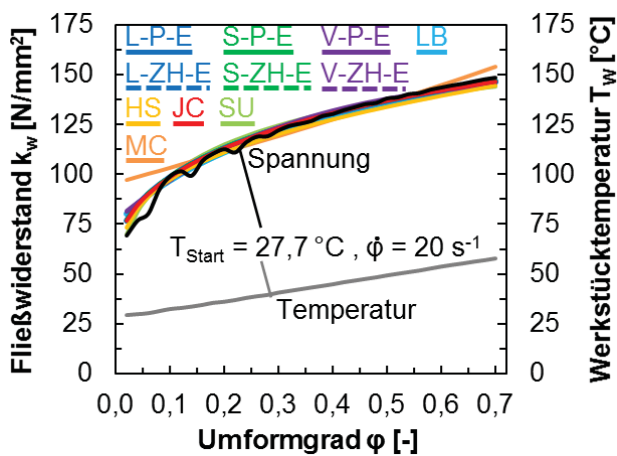


Bild 4.18: Fließwiderstand k_w (schwarz) und Werkstücktemperatur T_w (grau) eines Stauchversuchs für $\dot{\phi} = 20 \text{ s}^{-1}$ und $T_{\text{Start}} = 27,7 \text{ °C}$ und dessen Abbildung durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung in **Anhang C, Bild 9.9**)

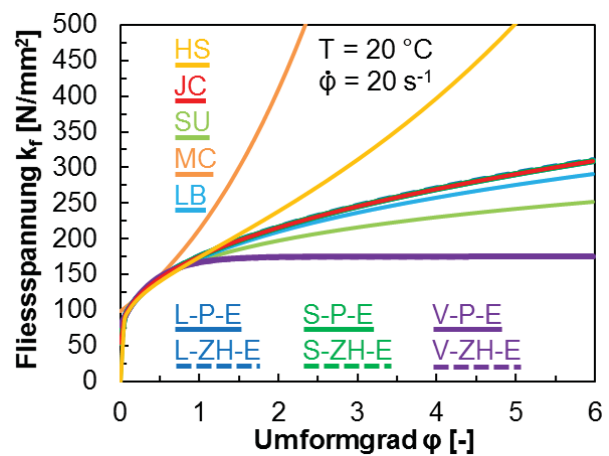


Bild 4.19: Abbildung der Fließkurve für $\dot{\phi} = 20 \text{ s}^{-1}$ und $T = 20 \text{ °C}$ durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung in **Anhang C, Bild 9.10**)

Im Gegensatz zu den Stauchversuchen bei Raumtemperatur steigt die Proben­temperatur während des Stauchens bei einer Umformstartgeschwindigkeit von $T_{\text{Start}} \approx 100 \text{ °C}$ und derselben Umformgeschwindigkeit von $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$ zunächst an und fällt anschließend wieder ab (**Bild 4.20**). Die Erklärung dafür findet sich in den größer werdenden Kontaktflächen zwischen der Probe und den beiden Stauchbahnen mit zunehmendem Hub und einem damit stetig zunehmenden Wärmestrom. Sowohl bei der Betrachtung der Abbildung des Fließwiderstands (**Bild 4.20**) und bei

der Darstellung der Fließspannung (**Bild 4.21**) zeigt sich mit den unterschiedlichen Fließkurvenmodellen das gleiche Verhalten wie bei niedrigeren Temperaturen bzw. höheren Umformgeschwindigkeiten.

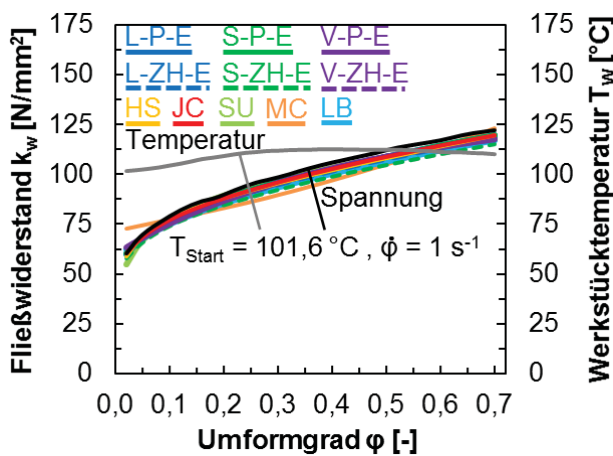


Bild 4.20: Fließwiderstand k_w (schwarz) und Werkstücktemperatur T_w (grau) eines Stauchversuchs für $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $T_{\text{Start}} = 101,6 \text{ °C}$ und dessen Abbildung durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung in **Anhang C, Bild 9.11**)

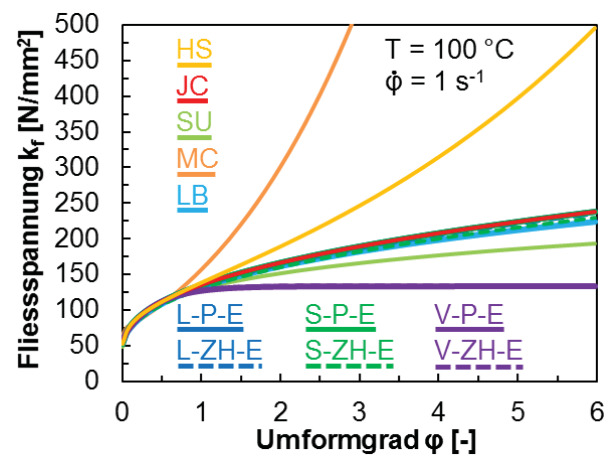


Bild 4.21: Abbildung der Fließkurve für $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $T = 100 \text{ °C}$ durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung in **Anhang C, Bild 9.12**)

Auf den tatsächlichen Verlauf der Fließspannung im Bereich höherer Umformgrade als $\phi = 0,7$ können an dieser Stelle keine Rückschlüsse gezogen werden. Es bietet sich daher an, die Materialkonstanten eines der vorgestellten Werkstoffmodelle invers zu identifizieren und dafür die Ergebnisse der Fließpressversuche aus **Abschnitt 4.1** heranzuziehen.

4.2.3 Modellierung der Kontaktbedingungen zwischen Werkstück und Werkzeugelementen

Für die Modellierung der Reibschubspannungen τ_R in Abhängigkeit von der wirkenden Kontaktnormalspannung σ_N und der Schubfließgrenze k wird in dieser Arbeit das kombinierte Modell mit der Coulombschen Reibungszahl μ und dem Reibfaktor m und $n = \infty$ verwendet (**Gl. (24)**). Reibungszahl und Reibfaktor werden im folgenden Abschnitt als spezifische Parameter des jeweiligen verwendeten tribologischen Systems identifiziert.

Die thermischen Bedingungen in den Kontaktbereichen zwischen Werkstück und Werkzeugen werden durch den Reibungswärmeumwandlungsfaktor f_R , der den Anteil der in Wärme umgewandelten Reibungsarbeit beschreibt ($f_R = 0,5$), und den Wärmeübergangskoeffizienten α definiert. Während α als Eigenschaft der beteiligten Reibungspartner und der Zwischenschicht des tribologischen Systems unbekannt ist und somit ebenfalls Gegenstand einer inversen Parameteridentifizierung sein sollte, wurde die Wärmeübertragung zwischen den einzelnen Objekten und der Umgebung durch den Wärmeübertragungskoeffizienten zur Umgebung (konstant $50 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$) sowie den Emissionsgrad (konstant $0,25$) als unveränderlich angenommen.

Das Kontaktverhalten zwischen den einzelnen Objekten wie Werkstück und Werkzeugelemente wird in *simufact.forming* über eine Kontakttabelle angegeben (**Tabelle 4.12**). Diese Option ermöglicht es, genauere Informationen zur Interaktion der Körper anzugeben, insbesondere welche Körper miteinander Kontakt haben und wie sie sich bei Kontakt verhalten. Hierin wird jeweils über die angegebene Richtung die Reihenfolge festgelegt, in der die Kontaktpartner miteinander interagieren [Sim12].

Tabelle 4.12: Kontakttabelle für die an den Simulationsrechnungen der beiden Umformprozesse VR-NR-FP und NV-NR-FP berücksichtigten Objekte

Körper	Kontakt	Richtung	Typ	Toleranz	Bias-Faktor
Werkstück	Stempel	Erster zu zweitem	Berühren	0 mm	0,95
Werkstück	Matrize	Erster zu zweitem	Berühren	0 mm	0,95
Werkstück	Gegenstempel	Erster zu zweitem	Berühren	0 mm	0,95
Matrize	Armierung	Automatisch	Berühren	0 mm	0
Matrize	Druckstück Matrize	Automatisch	Berühren	0 mm	0
Armierung	Druckstück Matrize	Automatisch	Berühren	0 mm	0
Stempel	Druckstück Stempel	Automatisch	Berühren	0 mm	0
Gegenstempel	Druckstück Gegenstempel	Automatisch	Berühren	0 mm	0

Da der äußerste Knoten eines Objektes in den seltensten Fällen exakt die Oberfläche eines anderen Objektes berührt, erfolgt zu den Oberflächen eine Zuordnung von Kontakttoleranzen. Ohne eine explizite Angabe von Kontakttoleranzen werden diese von *simufact.forming* automatisch ermittelt und entsprechen entweder 5 % der kleinsten Elementgröße oder 25 % der geringsten Elementdicke. Durch Angabe eines sogenannten Bias-Faktors kann die Kontakttoleranz außermittig zur Oberfläche verschoben werden [Sim12]. Voruntersuchungen haben ergeben, dass die Stabilität der Simulationsrechnungen mit einem Bias-Faktor von 0,95 jeweils zwischen Werkstück und Matrize und Stempel bzw. Gegenstempel verbessert werden kann.

4.2.4 Einstellungen der Umformkontrolle

Als Hub des Stößels wurde in den in diesem Kapitel beschriebenen Simulationsmodellen ein Wert von $s_{St} = 12$ mm eingestellt. Das Lösen des Werkstücks von den Werkzeugen wurde nicht betrachtet und von den fünf in *simufact.forming* einstellbaren Umformphasen wurde lediglich die dritte Phase (Umformung des Werkstücks) aktiviert. Die Partikelergebnisse (Temperatur und Umformgrad) wurden in Form einer *.trk-Datei für jeden Ergebnisschritt geschrieben und es wurde eine zusätzliche sogenannte T16-Solver-Datei erzeugt (*.dfo-Datei). Die Schrittweitensteuerung für feste Zeitschritte wurde automatisch durch *simufact.forming* angepasst. Für alle weiteren Einstellungen wurden die Default-Werte von *simufact.forming* übernommen.

4.3 Inverse Identifizierung von Parametern der Modelle für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen

Das Ziel dieses Abschnittes besteht in der inversen Identifizierung von Parametern der im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen Simulationsmodelle anhand der in **Abschnitt 4.1** aus den Experimenten zum VR-NR-FP und NV-NR-FP gewonnenen Daten (Werkstückgeometrie in Abhängigkeit des Umformwegs sowie Stempelkraft-Stößelweg- und Werkstücktemperatur-Stößelweg-Kurven). Für die inverse Parameteridentifizierung ist es zunächst notwendig, den Parameterraum und die Zielfunktionen zu definieren sowie die Reproduzierbarkeit der dabei verwendeten Simulationsmodelle zu überprüfen. Weiterhin machen die Vielzahl an durchzuführenden Simulationsrechnungen eine möglichst weitgehende Automatisierung des Prozessablaufs aus Erstellung der Simulationsmodelle, Start der Simulationsrechnungen und Auswertung der Simulationsrechnungen unumgänglich. Eine als erster Schritt durchgeführte Sensitivitätsanalyse ermöglicht es, den Parameterraum einzuschränken, in welchem das Minimum der definierten Zielfunktionen erwartet werden kann. Dies führt im Allgemeinen zu einer schnelleren Konvergenz bei der Suche nach einem globalen Optimum mithilfe eines genetischen Algorithmus. Durch ein adaptives Antwortflächenverfahren soll im Bereich des globalen Optimums die gefundene Lösung weiter verbessert werden. Kommerziell verfügbare Optimierungssoftware kann die Durchführung und Auswertung der Sensitivitätsanalyse und der Optimierungsläufe erleichtern. In dieser Arbeit wurde zu diesem Zwecke auf das umfangreiche und leistungsfähige Softwarepaket *optiSLang* der *Dynardo GmbH* zurückgegriffen.

4.3.1 Definition des Parameterraums

Die Referenzwerte und verwendeten unteren und oberen Grenzen von während der Sensitivitätsanalyse (**Abschnitt 4.3.5**) 14 variablen Modellparametern x_m finden sich in **Tabelle 4.13** wieder. Es handelt sich um sieben rheologische, vier tribologische, zwei thermische sowie einen mechanischen Modellparameter.

Die ersten sieben Modellparameter dienen der Beschreibung des Verlustfaktors V sowie der Fließspannung. Der Referenzwert für den Verlustfaktor (Modellparameter x_1) entspricht mit 0,75 dem Default-Wert in *simufact.forming* für Aluminiumlegierungen. Als untere Grenze für x_1 wurde 0,5 und als obere Grenze 1 gewählt.

Die Fließspannung wurde durch das Materialmodell nach Johnson und Cook beschrieben (**Gl. (17)**). Als Referenzwerte der Modellparameter x_2 bis x_6 dienen die durch die durchgeführten Zylinderstauchversuche (siehe **Abschnitt 4.2.2.2**) ermittelten Größen gemäß **Tabelle 4.13**. Die Grenzen der Parameter x_2 bis x_6 wurden so gewählt, dass bei Änderung von einem Parameter in **Gl. (17)** es zu keiner Betragsänderung der Fließspannung $> 10\%$ kommt. Dies gilt für den Be-

reich bis zu einem Umformgrad von $\varphi = 0,7$, in dem auch die Stauchversuche durchgeführt wurden. Die Grenze der maximal zugelassenen Abweichung bei gleichzeitiger Änderung der Parameter x_2 bis x_6 liegt bei 20 %. Ab einem Umformgrad $\varphi > 0,7$ wurde für n_V in **Gl. (17)** anstelle von $n_{\varphi \leq 0,7}$ der Wert $n_{\varphi > 0,7}$ verwendet. Da aus den durchgeführten Stauchversuchen keine Informationen über das Verfestigungsverhalten des verwendeten Werkstoffs in diesem Bereich vorliegen, wurde der Parameter x_7 in weiten Grenzen ($0,01 \leq n_{\varphi > 0,7} \leq 0,83$) um den Referenzwert von 0,415 variiert. Unter der Annahme, dass für $\varphi > 0,7$ sowohl die Parameter C und λ in den geschwindigkeits- und temperaturabhängigen Termen in **Gl. (17)** dieselben Werte wie im Bereich $\varphi \leq 0,7$ aufweisen, ergeben sich die Werte für A und B in **Gl. (17)** für $\varphi > 0,7$ durch Berechnung und sind somit nicht variabel. Dies gilt bei Voraussetzung von Stetigkeit und Differenzierbarkeit an der Stelle $\varphi = 0,7$. Die Referenzgrößen $\dot{\varphi}^*$ und T^* in **Gl. (17)** betragen 1 s^{-1} bzw. 20 °C . In **Bild 4.22** werden die Auswirkungen der Änderung von jeweils einem Werkstoffmodellparameter (Modellparameter x_2 bis x_7) in **Gl. (17)** auf die Fließspannung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A beispielhaft bei verschiedenen Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten (alle weiteren Materialkonstanten jeweils konstant gehalten) verdeutlicht.

Tabelle 4.13: Referenzwerte und Grenzen der im Zuge der Sensitivitätsanalyse variierten Modellparameter x_m

	Modellparameter	untere Grenze	Referenzwert	obere Grenze
x_1	$V [-]$	0,5	0,75	1
x_2	$A [\text{N/mm}^2]$	45,09	49,93	54,77
x_3	$B [\text{N/mm}^2]$	94,45	111,25	128,05
x_4	$C [-]$	-0,005	0,026	0,056
x_5	$n_{\varphi \leq 0,7} [-]$	0,343	0,415	0,512
x_6	$\lambda [\text{K}^{-1}]$	0,002	0,0023	0,0027
x_7	$n_{\varphi > 0,7} [-]$	0,001	0,415	0,83
x_8	$\mu_1 [-]$	0,001	0,1	0,2
x_9	$m_1 [-]$	0,001	0,1	0,3
x_{10}	$\mu_2 [-]$	0,001	0,1	0,2
x_{11}	$m_2 [-]$	0,001	0,1	0,3
x_{12}	$\alpha_1 [\text{kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})]$	0	30	100
x_{13}	$\alpha_2 [\text{kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})]$	0	30	100
x_{14}	$D [\text{kN/mm}]$	100	450	800

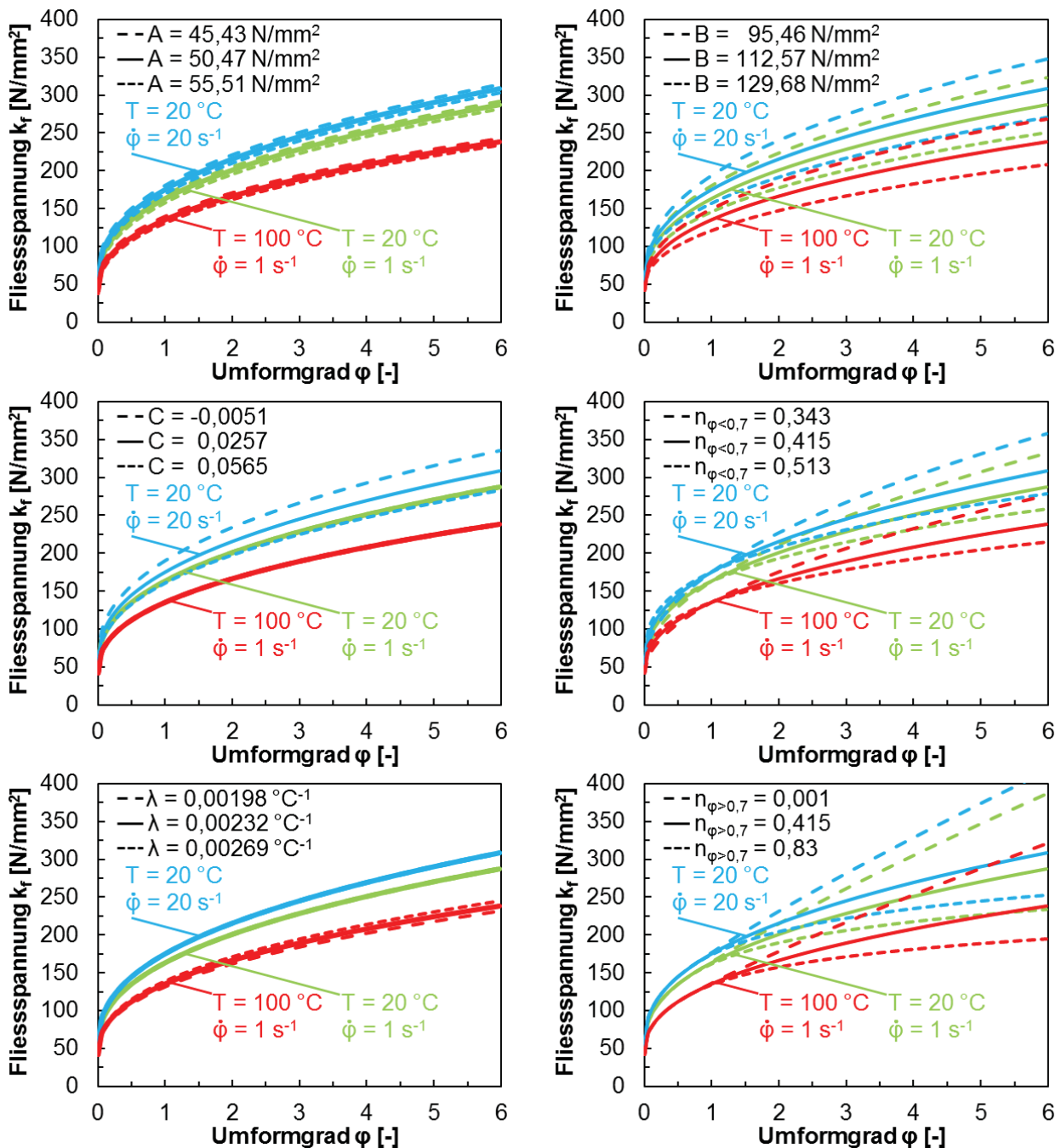


Bild 4.22: Auswirkungen der Änderung von jeweils einer Materialkonstanten (Modellparameter x_2 bis x_7) in **Gl. (17)** auf die Fließspannung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A bei verschiedenen Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten (alle weiteren Materialkonstanten jeweils konstant gehalten; Vergrößerung in **Anhang D, Bild 9.13** bis **Bild 9.18**)

Kleine Fehler bei der Durchführung von Stauchversuchen bis zu einem Umformgrad von $\phi = 0,7$ und der Bestimmung von Fließkurven daraus können zum Teil beträchtliche Fehler im extrapolierten Bereich hoher Umformgrade bedeuten. Vor allem die Verfestigungsexponenten $n_{\phi < 0,7}$ und $n_{\phi > 0,7}$ beeinflussen die Fließspannung im Bereich hoher Umformgrade. Durch die Einführung von $n_{\phi > 0,7}$ wird dem nicht bekannten Verfestigungsverhalten von Aluminium im Bereich hoher Umformgrade Rechnung getragen. Auch eine Änderung der Materialkonstante B mit Abwei-

änderungen der Fließspannung von maximal $\pm 10\%$ im Bereich $\phi \leq 0,7$ führt bei hohen Umformgraden zu beträchtlichen Unterschieden der Fließspannung. Bei Umformgeschwindigkeiten $\neq 1 \text{ s}^{-1}$ kommt die Änderung der Konstanten C bzw. bei Temperaturen $\neq 20 \text{ °C}$ kommt mit wesentlich geringeren Auswirkungen eine Änderung von λ zum Tragen. Auch der Parameter A beeinflusst die Fließspannung im Bereich hoher Umformgrade nur geringfügig.

Mit x_8 bis x_{11} wurde die Reibschubspannung nach **Gl. (24)** modelliert. Durch den Index j wird unterschieden, für welchen Schmierstoff (Zink-Stearat $j = 1$, *Gardolube 6051* $j = 2$) die Reibungszahl μ bzw. der Reibfaktor m gelten. Für beide Schmiermittel erfolgte aufgrund vorliegender Erfahrungswerte die Festlegung derselben Referenzwerte sowie Grenzen ($0,001 \leq \mu_j \leq 0,2$; $0,001 \leq m_j \leq 0,3$).

Der Wärmeübergangskoeffizient α wurde im Bereich von $0-100 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ durch x_{12} bzw. x_{13} abgebildet. Die Grenzen wurden aufgrund von Erfahrungswerten mit entsprechend großen Toleranzen festgelegt. Auch hier ermöglicht der Index j eine Unterscheidung der Wärmeübergangskoeffizienten der beiden Schmierstoffe.

Der Modellparameter x_{14} repräsentiert die Konstante D der Ersatzfeder ($100-800 \text{ kN}/\text{mm}$). Der Referenzwert von $\approx 450 \text{ kN}/\text{mm}$ wurde durch überschlägige Berechnung der Steifigkeit der einzelnen im Versuchswerkzeug angeordneten Werkzeugelemente bestimmt.

4.3.2 Reproduzierbarkeit der Simulationsrechnungen

Vor allem bei der Simulation von reibungssensitiven Verfahrenskombinationen besteht die Gefahr, mit ein und denselben Simulationseinstellungen unterschiedliche Ergebnisse zu erhalten, insbesondere was den Werkstofffluss betrifft. Dies ist ein Zeichen für ungenügend genaue Simulationsmodelle und somit von schlecht konditionierten Matrizen, deren Determinanten von Null verschieden sind, aber gegen Null streben, was letztendlich zu numerischen Instabilitäten führt. Zur Überprüfung der Reproduzierbarkeit der Simulationsergebnisse wurden mit den Referenzwerten der Modellparameter x_m (siehe **Tabelle 4.13**) jeweils fünf Simulationen für das VR-NR-FP und NV-NR-FP mit einem Stößelweg $s_{St} = 17 \text{ mm}$ durchgeführt. An jedem Stößelweg mit einem Inkrement von $0,1 \text{ mm}$ wurde aus den Ergebnissen der Simulationsrechnungen jeweils das Maximum sowie das Minimum für die Werkstücklängen, die Stempelkräfte und die Werkstücktemperaturen bestimmt und die Differenzen daraus gebildet. Es ergeben sich somit zwischen fünf Simulationsrechnungen maximale Abweichungen gemäß **Tabelle 4.14**. Aufgrund der kleinen Differenzen bzw. reproduzierbaren Ergebnissen kann von stabilen Simulationsmodellen mit ausreichend gut konditionierten Matrizen gesprochen werden.

Tabelle 4.14: Maximale Differenzen zwischen den maximalen und minimalen Werkstücklängen, Stempelkräften und Werkstücktemperaturen von jeweils fünf Simulationsrechnungen des VR-NR-FP sowie NV-NR-FP

VR-NR-FP					NV-NR-FP				
h_{oN}	h_{oZ}	h_B	F_S	T_W	h_{oN}	h_{uN}	h_B	F_S	T_W
0,03 mm	0,04 mm	0,02 mm	0,73 kN	0,25 °C	0,09 mm	0,07 mm	0,02 mm	0,83 kN	0,37 °C

4.3.3 Definition der Zielfunktionen

Mathematisch lässt sich der Werkstofffluss in die oberen Näpfe h_{oN} der durch VR-NR-FP hergestellten Werkstücke durch die Geradengleichungen **Gl. (57)** (Zink-Stearat) und **Gl. (58)** (*Gardolube 6051*) beschreiben:

$$h_{oN} = 2,799 \cdot s_U - 1,127 \text{ mm} \quad (57)$$

und

$$h_{oN} = 2,683 \cdot s_U - 0,898 \text{ mm} . \quad (58)$$

Für das NV-NR-FP gelten **Gl. (59)** (Zink-Stearat) und **Gl. (60)** (*Gardolube 6051*):

$$h_{oN} = 1,657 \cdot s_U - 0,292 \text{ mm} \quad (59)$$

und

$$h_{oN} = 1,705 \cdot s_U + 0,553 \text{ mm} . \quad (60)$$

\underline{x}_n beschreibt den Vektor der in den Simulationsmodellen variablen Parameter x_m und umfasst rheologische, tribologische, thermische sowie mechanische Größen. Der Index n steht dabei für die jeweilige Designnummer. Aus den jeweils aus den beiden Prozessen VR-NR-FP ($k = 1$) und NV-NR-FP ($k = 2$) experimentell u_{ijkl}^{Exp} bzw. simulativ $u_{ijkl}^{FEM}(\underline{x}_n)$ ermittelten Messgrößenkurven der oberen Napfhöhen h_{oN} ($i = 1$), der Stempelkräfte F_S ($i = 2$) und der Werkstücktemperaturen T_W ($i = 3$) ergeben sich durch Bildung der quadratischen Mittelwerte $RMS_i(\underline{x}_n)$ drei Zielgrößen:

$$RMS_i(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \sum_{j=1}^2 \frac{1}{2} \cdot \sum_{k=1}^2 \frac{1}{n_i} \cdot \sum_{l=1}^{n_i} \left(u_{ijkl}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{ijkl}^{Exp} \right)^2} . \quad (61)$$

Der Index j steht dabei für die Experimente mit den Schmierstoffen Zink-Stearat ($j = 1$) und *Gardolube 6051* ($j = 2$) bzw. im Zuge der Simulationsrechnungen für schmierstoffindividuelle tribologische und thermische Modellparameter. Die Werte von h_{oN} gehen an jeweils $n_1 = 2$ diskreten Stellen des Umformwegs $s_U = 6 \text{ mm}$ ($l = 1$) und $s_U = 10 \text{ mm}$ ($l = 2$) für die Berechnung

der Zielgröße $RMS_1(\underline{x}_n)$ in **Gl. (61)** ein. Die experimentell ermittelten oberen Napftiefen ergeben sich als u_{1jkl}^{Exp} aus **Gl. (57)** bis **Gl. (60)** und sind in **Tabelle 4.15** zusammengefasst.

Tabelle 4.15: Experimentell ermittelte obere Napftiefen u_{1jkl}^{Exp} nach Gl. (57) bis Gl. (60) für verschiedene Umformprozesse (Index k) mit verschiedenen Schmierstoffen (Index j) für verschiedene Umformwege (Index l)

Obere Napftiefe h_{oN}	Zink-Stearat (j = 1)		Gardolube 6051 (j = 2)	
	$s_U = 6$ mm (l = 1)	$s_U = 10$ mm (l = 2)	$s_U = 6$ mm (l = 1)	$s_U = 10$ mm (l = 2)
u_{1j1l}^{Exp}	15,20 mm	25,93 mm	15,67 mm	26,86 mm
u_{1j2l}^{Exp}	10,78 mm	17,60 mm	9,65 mm	16,28 mm

Für die Zielgrößen $RMS_2(\underline{x}_n)$ (Stempelkraft) und $RMS_3(\underline{x}_n)$ (Werkstücktemperatur) werden jeweils $n_2 = n_3 = 121$ Wertepaare aus den Experimenten und den Simulationsrechnungen in die Berechnung nach **Gl. (61)** mit einbezogen. Die Bestimmung der experimentellen und simulativen Werte erfolgt jeweils an Stößelwegen s_{st} von 0 mm bis 12 mm mit einem Inkrement von 0,1 mm. Die experimentellen Daten hierfür sind dieselben wie zur Darstellung der repräsentativen Stempelkraft-Stößelweg- und Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verläufe in **Bild 4.8 a)** (VR-NR-FP) und **Bild 4.8 b)** (NV-NR-FP).

Die Berechnung einzelner Terme der drei Zielgrößen erlaubt eine detailliertere Betrachtung von Effekten der Modellparameter. Dafür wird weiterhin durch den Index i unterschieden, ob es sich um den quadratischen Mittelwert der Abweichung zwischen experimentell bestimmter und simulativ berechneter oberer Napftiefe h_{oN} (i = 1), Stempelkraft F_S (i = 2) oder Werkstücktemperatur T_W (i = 3) handelt. Im Gegensatz zu **Gl. (61)** wird jedoch auf die Addition der Terme für Versuche mit verschiedenen Schmierstoffen bzw. für die unterschiedlichen Verfahrenskombinationen verzichtet. Dies führt zu

$$RMS_{ijk}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{n_i} \cdot \sum_{l=1}^{n_i} (u_{ijkl}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{ijkl}^{Exp})^2} \quad (62)$$

und somit nach Einsetzen der Indizes i (1-3), j (1-2) und k (1-2) zu zwölf einzelnen Termen, die in **Anhang E** ausformuliert sind (**Gl. (98)** bis **Gl. (109)**).

4.3.4 Automatisierung des Prozessablaufs

Aus Gründen der Praktikabilität sind bei der Durchführung von Sensitivitätsanalysen oder der virtuellen Optimierung mit einer großen Anzahl an Berechnungsläufen manuelle Eingriffe in den Prozessablauf weitestgehend zu vermeiden. Der gesamte Prozessablauf bedarf daher einer Automatisierung. Die Kopplung von *optiSLang* in den in dieser Arbeit verwendeten Versionen 3.2.1

bzw. 3.2.3 mit dem Programmsystem *simufact.forming 11.0* und *MATLAB (Version R2012b)* gelingt am einfachsten durch *.bat-Dateien¹⁰. Die im Rahmen dieser Arbeit mit Hilfe von *.bat-Dateien programmierte Ablaufautomatisierung wird in **Bild 4.23** verdeutlicht und in **Anhang F** im Detail beschrieben. Die Vorgabe der 14 variablen Modellparameter x_m in Form des Vektors \underline{x}_n nimmt dabei *optiSLang* vor. Entweder sind die Vektoren \underline{x}_n aller n Designs im Vorfeld vorgegeben, wie es z. B. bei Sensitivitätsanalysen der Fall ist. Die Erstellung der Versuchspläne erfolgt hierfür im Vorfeld nach den Grundsätzen der statistischen Versuchsplanung (DoE¹¹) und die Berechnung der einzelnen Designs erfolgt nach der Reihe. Dagegen werden bei Nutzung von *optiSLang* zur Optimierung die Ergebnisse der Vorgängerd designs genutzt und es folgt eine Anpassung der Modellparameter des aktuellen Designs je nach verwendeter Optimierungsstrategie.

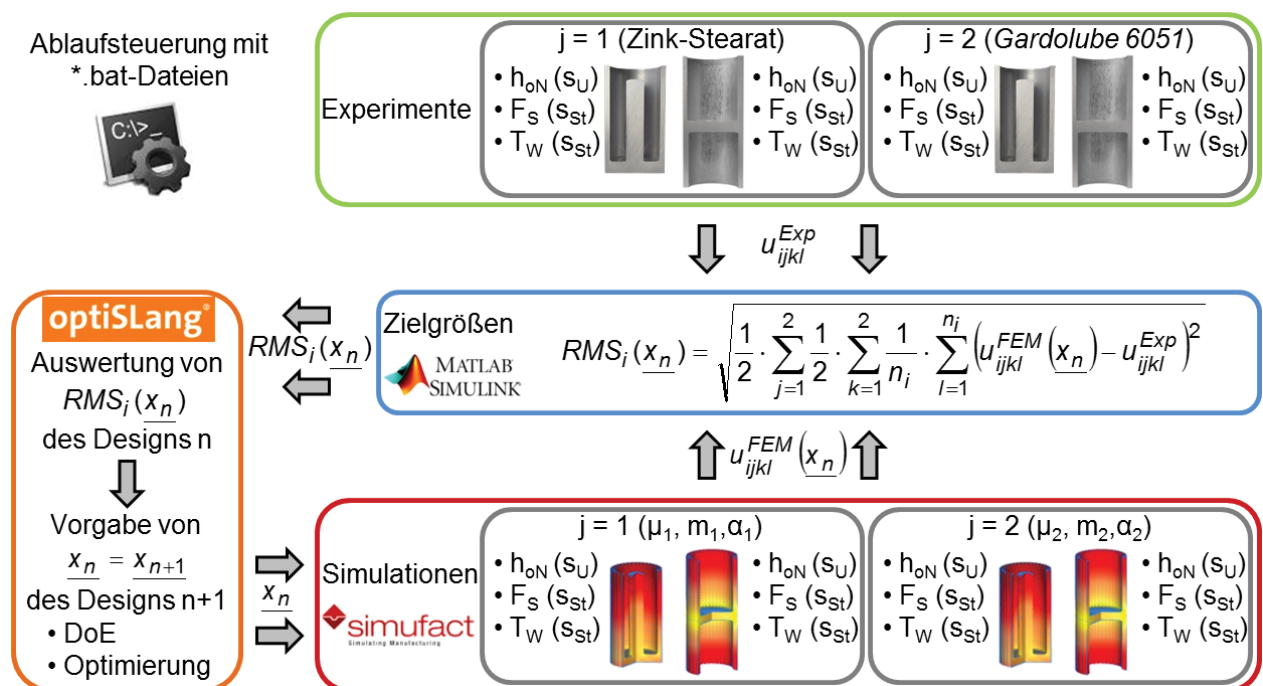


Bild 4.23: Ablaufdiagramm für die inverse Identifizierung von Modellparametern durch Kopplung von FEM-Software für die Simulation von Umformprozessen (*simufact.forming*) und Optimierungssoftware (*optiSLang*) unter Einbeziehung vorangegangener experimenteller Ergebnisse

Für jedes Design erfolgte die Simulation von jeweils zwei Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts- und Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressprozessen, jeweils einmal mit den tribologischen und thermischen Modellparametern für $j = 1$ (Zink-Stearat) und für $j = 2$ (*Gardolube 6051*). Mithilfe

¹⁰ *.bat-Dateien (abgeleitet vom englischsprachigen Begriff „Batch“) gehören zur Gruppe der Stapelverarbeitungsdateien. Sie können in PC-kompatiblen DOS-Betriebssystemen, OS/2 und Microsoft Windows ausgeführt werden. Vorgegebene Aufträge werden vom Computer der Reihe nach abgearbeitet, ohne dass ein Eingriff des Nutzers notwendig ist [Wik15c].

¹¹ DoE ist das Akronym für „Design of experiments“, der englischen Bezeichnung für die statistische Versuchsplanung.

der experimentellen Ergebnisse (Werkstückgeometrie, Stempelkraft und Werkstücktemperatur) und der dazugehörigen Simulationsergebnisse und **Gl. (61)** und **Gl. (62)** erfolgte die Berechnung der Zielgrößen und die Weitergabe an das Programm *optiSLang*.

4.3.5 Sensitivitätsanalyse zur Identifizierung signifikanter Modellparameter

Die Durchführung einer Sensitivitätsanalyse hat das Ziel, signifikante Simulationsmodellparameter auf bestimmte Zielgrößen zu identifizieren und den Parameterraum für die späteren Optimierungsläufe einzuschränken. Für die Erstellung des Versuchsplans und zur statistischen Analyse wurde *optiSLang 3.2.1* verwendet.

4.3.5.1 Sampling und Korrelationen zwischen den Eingangsparametern

Die Sensitivitätsanalyse wurde nach 163 gerechneten Designs manuell gestoppt. Die lineare und die quadratische Korrelationsmatrix in **Bild 4.24** und **Bild 4.25** geben die anhand der 163 Designs bestimmten Korrelationen zwischen den Eingangsparametern x_1 bis x_{14} wieder.

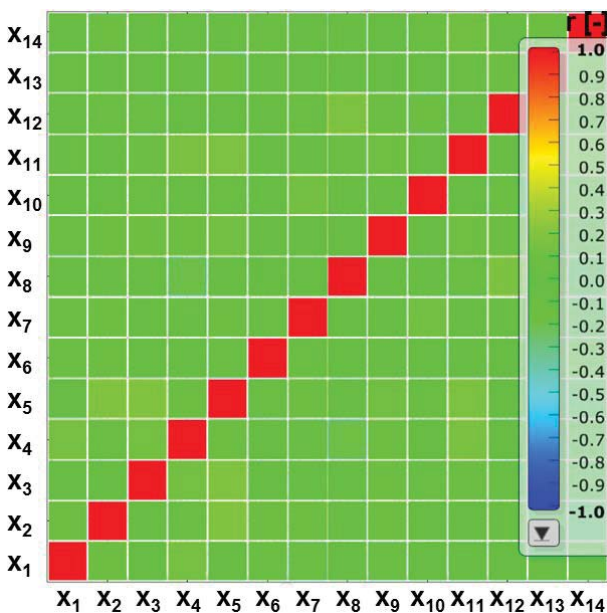


Bild 4.24: Lineare Korrelationen zwischen den Eingangsparametern x_1 bis x_{14} nach 163 gerechneten Designs

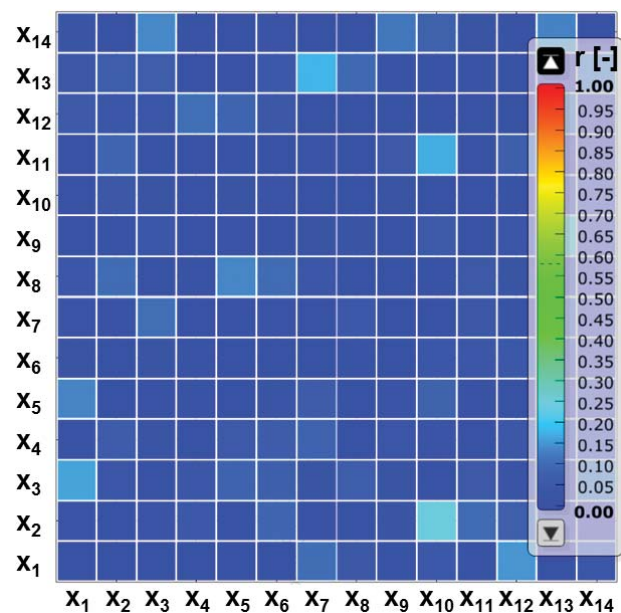


Bild 4.25: Quadratische Korrelationen zwischen den Eingangsparametern x_1 bis x_{14} nach 163 gerechneten Designs

Für die stochastische Simulation der Umformprozesse im Zuge der Sensitivitätsanalyse wurden die Designs mit der Methode „Advanced latin hypercube sampling“ (ALHS) erzeugt. Für alle Eingangsparameter wurde eine Gleichverteilung angenommen. Um Änderungen in den Zielgrößen eindeutig auf Änderungen von Eingangsgrößen zurückführen zu können, werden beim ALHS zufällige lineare oder höherwertige Korrelationen zwischen den Eingangsparametern vermieden. Die Anzahl benötigter Samples kann gegenüber z. B. der Monte Carlo Methode dadurch signifikant reduziert werden [Dyn11]. Die betragsmäßig größten Korrelationen sind gering ($< 0,3$) und betragen $-0,188$ (lineare Korrelation) bzw. $0,256$ (quadratische Korrelation). Die Berechnung weiterer einzelner Designs würde an dieser Stelle vermutlich nur noch wenig

zur Erhöhung der Prognosefähigkeit der im Zuge der Sensitivitätsanalyse bestimmten Metamodelle beitragen.

4.3.5.2 Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

In **Bild 4.26** sind die mit dem MOP (Einstellungen in **Anhang G**) bestimmten CoP der Zielgrößen RMS_1 (links), RMS_2 (Mitte) und RMS_3 (rechts) grafisch dargestellt. Am besten lässt sich der quadratische Mittelwert der Differenz zwischen den experimentell ermittelten und simulativ bestimmten oberen Napftiefen, also die Zielgröße RMS_1 , prognostizieren. Der CoP weist hierfür einen Wert von 89 % auf. RMS_1 und damit die Berechnung des Werkstoffflusses in beiden kombinierten Fließpressprozessen mit beiden Schmierstoffen hängt ausschließlich von den tribologischen Modellparametern ab. Die Reibungszahl μ_2 und der Reibfaktor m_2 für den Schmierstoff *Gardolube 6051* tragen mit 23 % bzw. 62 % in größerem Maß zur Prognosefähigkeit des Metamodells bei als μ_1 (5 %) und m_1 (14 %) des Schmierstoffs Zink-Stearat.

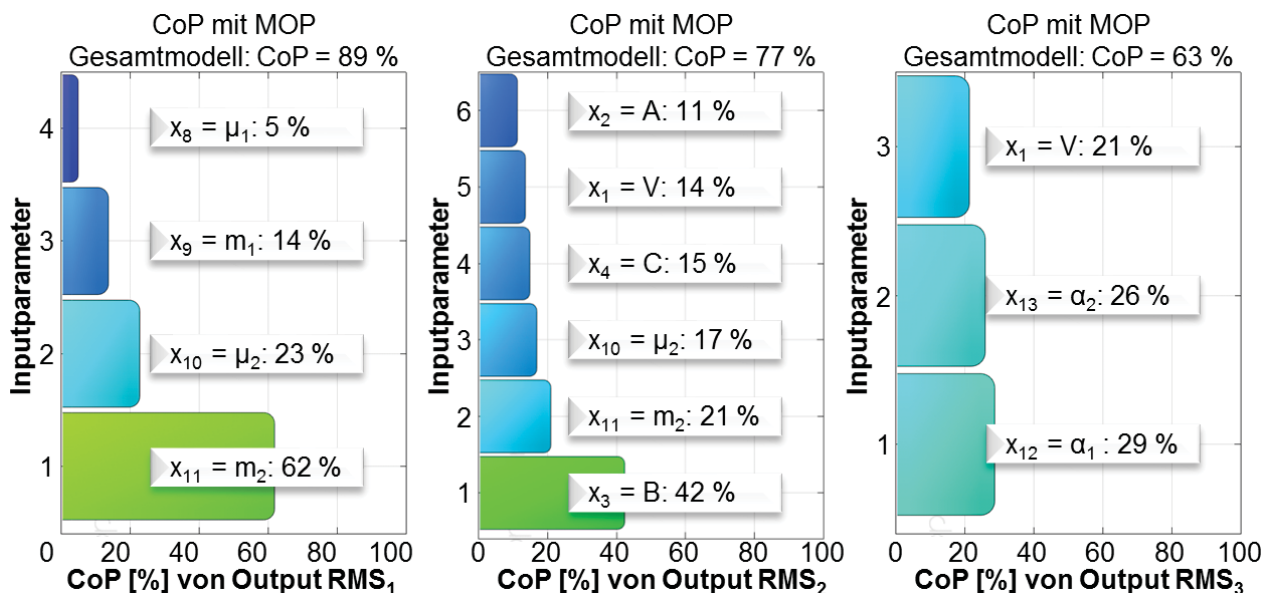


Bild 4.26: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_1 (links), RMS_2 (Mitte) und RMS_3 (rechts) (Beschreibung der Inputparameter in **Abschnitt 4.3.1**)

Auch die Prognose der Zielgröße RMS_2 gelingt mit dem Metamodell mit einem CoP von 77 % noch gut. Die Abweichung zwischen den experimentell gemessenen Stempelkräften und den dazugehörigen simulativen Werte als Funktionen des Stößelwegs hängt im Wesentlichen von Modellparameter x_3 (Materialkonstante B) ab (42 %). Weiterhin tragen die Materialkonstanten A (11 %) und C (15 %) und der Verlustfaktor V (14 %) sowie die tribologischen Kenngrößen μ_2 (17 %) und m_2 (21 %) zum CoP des Gesamtmodells von RMS_2 bei.

Mit einem CoP von 63 % ist die Prognosefähigkeit der Zielgröße RMS_3 lediglich ausreichend. Dies kann verschiedene Ursachen haben:

1. Die Simulationsmodelle sind nicht in der Lage, das in den Experimenten gezeigte Verhalten der Werkstücktemperatur genau abzubilden.

2. Das MOP ist nicht in der Lage, das in den Simulationsrechnungen gezeigte Verhalten der Werkstücktemperatur genau abzubilden.
3. Die Anzahl an gerechneten Designs ist mit 163 für eine Prognose von RMS_3 zu gering.

Nichtsdestotrotz ist es schlüssig, dass die Parameter, welche direkt die Werkstücktemperatur beeinflussen, zur Prognosefähigkeit von RMS_3 beitragen, also die Wärmeübergangskoeffizienten α_1 (29 %) und α_2 (26 %) sowie der Verlustfaktor V (21 %).

In Analogie zu **Bild 4.26** sind die CoP der Größen RMS_{ijk} in insgesamt zwölf Diagrammen in **Anhang H** dargestellt (**Bild 9.21** bis **Bild 9.32**). Für die Bestimmung derjenigen Parameter, die zur Prognosefähigkeit der Zielgrößen beitragen, ist es hilfreich, die CoP der einzelnen Bestandteile von RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 laut **Gl. (62)** genauer zu betrachten. **Tabelle 4.16** ermöglicht einen Vergleich zwischen den CoP der Gesamtmodelle der Zielgrößen RMS_i und deren einzelner Bestandteile RMS_{ijk} . Des Weiteren erfolgt dort die Angabe des jeweiligen Beitrags der einzelnen Modellparameter x_m zu den CoP.

Tabelle 4.16: CoP der Gesamtmodelle der Zielgrößen RMS_i und deren einzelner Bestandteile RMS_{ijk} und Beitrag der einzelnen Modellparameter x_m zu den CoP (jeweils in %)

Zielgröße	Gesamt	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9	x_{10}	x_{11}	x_{12}	x_{13}	x_{14}
RMS_1	89								5	14	23	62			
RMS_{111}	95								38	71					
RMS_{112}	73					5				73					
RMS_{121}	97										46	68			
RMS_{122}	92										22	78			
RMS_2	77	14	11	42	15						17	21			
RMS_{211}	86	10	4	51	13			8	18	23					
RMS_{212}	74			35	13				26	44					
RMS_{221}	84	10		40	11						27	18			
RMS_{222}	86			31	8						27	32			
RMS_3	63	21											29	26	
RMS_{311}	78	26		7						9			68		
RMS_{312}	82	32		7						11			63		
RMS_{321}	86	23			6						9	7		59	
RMS_{322}	52	38			7							9		32	

4.3.6 Inverse Identifizierung von Modellparametern unter Verwendung eines genetischen Algorithmus

Für die simultane Identifizierung der rheologischen, tribologischen, thermischen und mechanischen Modellparameter kam zunächst ein genetischer Algorithmus zum Einsatz. Da mehrere Zielgrößen existieren, handelt es sich um ein multikriterielles Optimierungsproblem (Pareto-Optimierung). Das im Zuge der vorangegangenen Sensitivitätsanalyse gewonnene Wissen hinsicht-

lich der Eigenschaften des Designraums hilft, diesen einzugrenzen und eine Startpopulation festzulegen.

4.3.6.1 Gewichtung der Zielfunktionen

Es ist zu erwarten, dass die einzelnen Zielgrößen RMS_i nicht miteinander korrelieren. Es ist also davon auszugehen, dass geringe und damit optimale Werte der einen Zielgröße nicht zwangsläufig mit niedrigen Werten der weiteren Zielgrößen zusammenfallen. Aus Gründen der Vergleichbarkeit der Güte der einzelnen Designs ist es daher notwendig, die einzelnen Zielfunktionen entsprechend zu gewichten und zu einer Größe RMS_{Gesamt} zusammenfassen. Die Gewichtung erfolgte automatisiert nach **Gl. (63)**.

$$RMS_{Gesamt} = \sum_{i=1}^3 \frac{RMS_i(\underline{x}_n) - \min RMS_i}{\max RMS_i - \min RMS_i} \quad (63)$$

stellt die Summe der Differenzen zwischen den Zielgrößen des aktuellen Designs und dem jeweiligen Minimum der Zielgrößen jeweils bezogen auf die Differenz zwischen maximalem und minimalem Wert der jeweiligen Zielgröße dar.

4.3.6.2 Formulierung von Nebenbedingungen

Aus den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse (**Bild 4.26** und **Bild 9.21** bis **Bild 9.32**) geht hervor, dass die Parameter x_6 und x_{14} nicht zur Fähigkeit des MOP beitragen, die Zielgrößen RMS_i bzw. deren einzelne Bestandteile RMS_{ijk} zu prognostizieren. Sie werden fortan als konstant angenommen und betragen $x_6 = \lambda = 0,0023 \text{ K}^{-1}$ und $x_{14} = D = 450 \text{ kN/mm}$. Weiterhin erlaubt die Darstellung der Bestandteile RMS_{ijk} als Antwortflächen bzw. sogenannte Top-View-Plots über jeweils den beiden Parametern, welche am stärksten zur Prognosefähigkeit beitragen, die Formulierung von Nebenbedingungen. Beispielhaft sei dies an der mittels MLS^{12} -Approximation angenäherten Größe RMS_{111} erläutert (**Bild 4.27**).

Im linken Teil von **Bild 4.27** ist die Antwortfläche von RMS_{111} über den tribologischen Modellparametern x_8 (μ_1) und x_9 (m_1) abgebildet, rechts der dazugehörige Top-View-Plot. Im Bereich $0 \leq \mu_1 \leq 0,05$ ist RMS_{111} niedrig, unabhängig vom Wert von m_1 . Ebenfalls einen niedrigen Wert weist RMS_{111} auf, solange $0 \leq m_1 \leq 0,12$ ist, unabhängig von μ_1 . Große Abweichungen zwischen den experimentell bestimmten Werten (hier: obere Napftiefen h_{0N} , Zink-Stearat, VR-NR-FP) und den dazugehörigen simulierten Werten treten auf, wenn sowohl für $\mu_1 \geq 0,05$ und für $m_1 \geq 0,12$ gewählt wird, also im oberen rechten Bereich des Top-View-Plots (**Bild 4.27**, rechts). Durch die Formulierung der Ungleichung

¹² MLS ist das Akronym für den englischsprachigen Begriff „Mean least square“.

$$0 \leq -0,82 \cdot m_1 - \mu_1 + 0,29 \quad (64)$$

können zur Eingrenzung des Designraums und eine damit verbundene schnellere Konvergenz die Kombinationen zwischen x_8 und x_9 ausgeschlossen werden, welche oberhalb der rot eingezeichneten Geraden liegen.

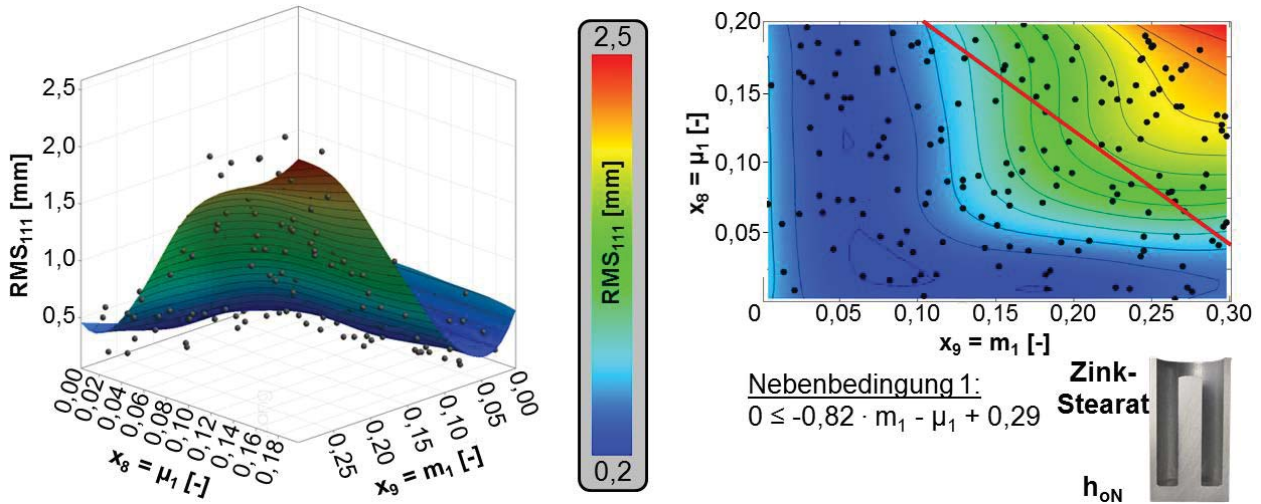


Bild 4.27: Antwortfläche (links) und Top-View-Plot (rechts) der mit dem MOP (MLS-Approximation) approximierten Größe RMS_{111} (h_{oN} , Zink-Stearat, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_1 in Abhängigkeit von den Modellparametern x_8 (μ_1) und x_9 (m_1)

Analog zu **Bild 4.27** sind die Antwortflächen und Top-View-Plots derjenigen Größen RMS_{ijk} in **Anhang I** abgebildet (**Bild 9.33** bis **Bild 9.39**), aus denen weiterhin die folgenden Eingangs-Nebenbedingungen gewonnen werden können:

$$0 \leq m_1 - 0,07, \quad (65)$$

$$0 \leq -m_1 + 0,27, \quad (66)$$

$$0 \leq -0,69 \cdot m_2 - \mu_2 + 0,25, \quad (67)$$

$$0 \leq -0,9 \cdot m_2 - \mu_2 + 0,29, \quad (68)$$

$$0 \leq -0,82 \cdot m_1 - \mu_1 + 0,29, \quad (69)$$

$$0 \leq \frac{\alpha_1}{60 \frac{kW}{m^2 \cdot K}} - V + 0,5, \quad (70)$$

$$0 \leq -\frac{\alpha_1}{200 \frac{kW}{m^2 \cdot K}} + V - 0,1, \quad (71)$$

$$0 \leq \frac{\alpha_2}{100 \frac{kW}{m^2 \cdot K}} - V + 0,4, \quad (72)$$

$$0 \leq -\frac{\alpha_2}{200 \frac{kW}{m^2 \cdot K}} + V - 0,2 \quad (73)$$

und

$$0 \leq \frac{\alpha_2}{160 \frac{kW}{m^2 \cdot K}} - V + 0,75. \quad (74)$$

Als Ausgangs-Nebenbedingungen werden maximale Abweichungen zwischen den jeweils mit den Modellparametern eines Designs simulativ ermittelten Werkstücklängen und den experimentell bestimmten Werkstücklängen von 0,5 mm definiert. Diese Begrenzung der in die Zielgröße RMS_1 nach **Gl. (61)** eingehenden acht in **Abschnitt 4.1** experimentell bestimmten Werte u_{1jkl}^{Exp} (**Tabelle 4.15**) lässt sich mathematisch beschreiben als

$$\left| u_{1jkl}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{1jkl}^{Exp} \right| \leq 0,5 \text{ mm}. \quad (75)$$

Damit wird insbesondere der Anforderung Rechnung getragen, den Werkstofffluss für verschiedene Verfahrenskombinationen und Umformvorgänge mit unterschiedlichen Schmierstoffen mit nur geringen Abweichungen zu den durchgeführten realen Umformversuchen abbilden zu können.

4.3.6.3 Prozessablauf des genetischen Algorithmus

Die in **Abschnitt 4.3.4** beschriebene und in **Bild 4.23** veranschaulichte Automatisierung des Prozessablaufs fand weiterhin Anwendung. Der Ablauf der Optimierung mittels eines genetischen Algorithmus erfolgte dabei nach dem in **Abschnitt 2.5.2.2** beschriebenen Vorgehen und der Darstellung in **Bild 2.24**. Nach der Selektion von jeweils zwölf Eltern aus dem Genpool der bis dato besten zwanzig Designs (automatische Gewichtung der Zielgrößen) erfolgte der zufällige Austausch von Genen (Optimierungsvariablen) zur Erzeugung von zwölf Nachkommen jeder aktuellen Generation. Der anschließenden zufälligen Mutation einzelner Gene folgte die Simulation der beiden kombinierten Fließpressprozesse. Die dabei vorgenommenen Einstellungen können den Bildern in **Anhang J** entnommen werden.

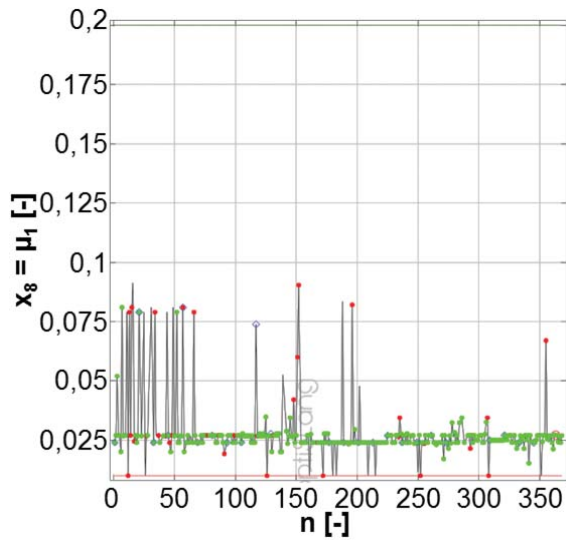
4.3.6.4 Definition einer Startpopulation

Die Ergebnisse aller Designs aus der Sensitivitätsanalyse (siehe **Abschnitt 4.3.5**) wurden hinsichtlich der Erfüllung der Eingangs- (**Gl. (64)** bis **Gl. (74)**) und Ausgangs-Nebenbedingungen (**Gl. (75)**) überprüft. Auf die Designs, welche alle Nebenbedingungen erfüllen, wurde anschließend **Gl. (63)** angewendet, um eine Ordnung entsprechend der Güte der verbliebenen Designs zu erhalten. Die Startpopulation wurde für eine schnellere Konvergenz mit den daraus erhaltenen 20 besten Ergebnissen vorgegeben (siehe **Tabelle 9.2** in **Anhang K**).

4.3.6.5 Ergebnisse der inversen Identifizierung von Modellparametern mit genetischem Algorithmus

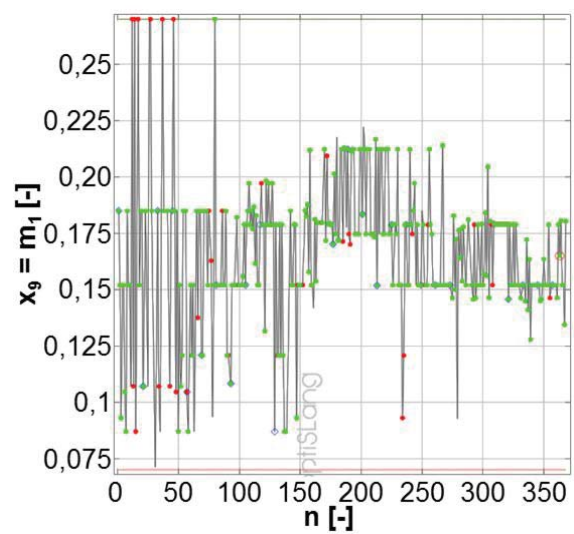
In erster Linie führen die gewählten Werte der tribologischen Modellparameter x_8 bis x_{11} zu Verletzungen von Ausgangs-Nebenbedingungen. Diese haben, wie durch die Sensitivitätsanalyse

bekannt ist, auch in großem Maß Einfluss auf die Zielgröße RMS_1 . Beide Tatsachen führen zu einer deutlichen Konvergenz dieser Modellparameter in den in **Bild 4.28** bis **Bild 4.31** dargestellten Parameterhistorien.



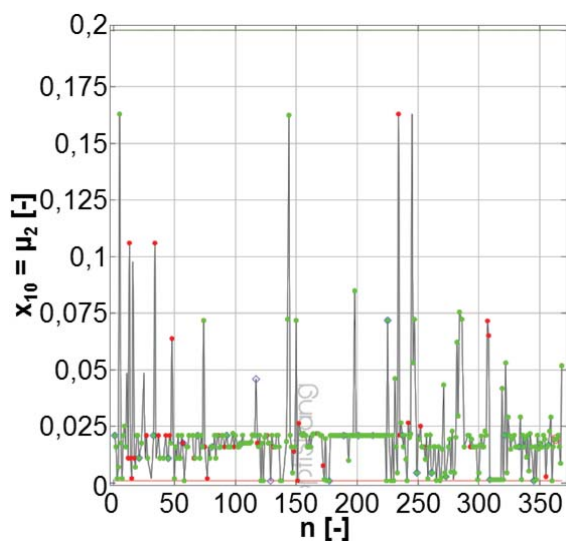
- Keine Ausgangs-Nebenbedingung verletzt
- Mind. 1 Ausgangs-Nebenbedingung verletzt

Bild 4.28: Historie des Parameters x_8 (Reibungszahl μ_1) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus (Vergrößerung in **Anhang L, Bild 9.50**)



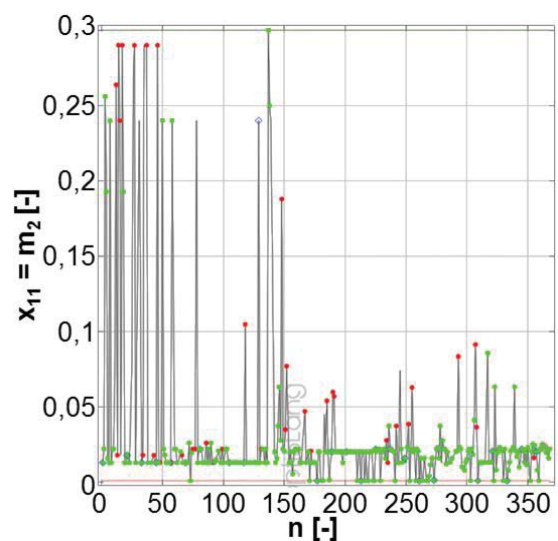
- Keine Ausgangs-Nebenbedingung verletzt
- Mind. 1 Ausgangs-Nebenbedingung verletzt

Bild 4.29: Historie des Parameters x_9 (Reibfaktor m_1) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus (Vergrößerung in **Anhang L, Bild 9.51**)



- Keine Ausgangs-Nebenbedingung verletzt
- Mind. 1 Ausgangs-Nebenbedingung verletzt

Bild 4.30: Historie des Parameters x_{10} (Reibungszahl μ_2) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus (Vergrößerung in **Anhang L, Bild 9.52**)



- Keine Ausgangs-Nebenbedingung verletzt
- Mind. 1 Ausgangs-Nebenbedingung verletzt

Bild 4.31: Historie des Parameters x_{11} (Reibfaktor m_2) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus (Vergrößerung in **Anhang L, Bild 9.53**)

Grüne Punkte in **Bild 4.28** bis **Bild 4.31** repräsentieren Designs ohne eine Verletzung der Ausgangs-Nebenbedingungen (**Gl. (75)**). Rot markierte Designs stehen für Designs mit mindestens einer verletzten Ausgangs-Nebenbedingung. Trotz der Konvergenz ist auch bei höheren Designnummern weiterhin der stochastische Charakter der angewendeten globalen Suchstrategie mittels eines genetischen Algorithmus erkennbar. Dies ist daran auszumachen, dass die einzelnen Modellparameter von Design zu Design nicht nur durch Mutation um jeweils immer nur kleine Beiträge geändert werden. Zwischen einzelnen Designs kommt es teilweise auch zu größeren Änderungen einzelner Modellparameter. Die Gefahr in Richtung eines lokalen Optimums zu konvergieren, wird dadurch verringert bzw. ausgeschlossen.

Bei den Modellparametern x_1 bis x_5 , x_7 , x_{12} und x_{13} ist im Gegensatz zu den tribologischen Modellparametern keine Konvergenz bzw. keine rasche Konvergenz erkennbar. Dies ist ein Anzeichen dafür, dass gerade eine möglichst optimale Kombination dieser Parameter zu niedrigen Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 führt und sich die Wahl eines genetischen Algorithmus als richtig erwiesen hat. Die Historien der verbleibenden 8 weiteren Modellparameter sind in **Anhang L** dargestellt.

In **Bild 4.32** ist der Pareto-Plot der drei Zielgrößen RMS_1 (Abszisse), RMS_2 (Ordinate) und RMS_3 (farblicher Gradient) abgebildet mit erkennbarer Pareto-Front zwischen RMS_1 und RMS_2 . Da die Zielgrößen nicht miteinander korrelieren, kann das Optimum nicht gleichzeitig die jeweiligen Minima der Zielgrößen aufweisen. Durch Gewichtung nach **Gl. (63)** erweist sich das Design mit der Nummer $n = 363$ als optimal und es gilt:

$$\min\{RMS_{Gesamt}\} = \sum_{i=1}^3 \frac{RMS_i(x_{363}) - \min RMS_i}{\max RMS_i - \min RMS_i} = 0,19. \quad (76)$$

Als unter den oben beschriebenen Bedingungen optimale Werte wurden die Modellparameter gemäß **Tabelle 4.17** ermittelt. Die Minima und Maxima der drei Zielgrößen während der Pareto-Optimierung, ihre Mittelwerte sowie Standardabweichungen sind in **Tabelle 4.18** aufgelistet. Im Vergleich dazu sind die Zielgrößen des besten Designs ebenfalls aufgeführt.

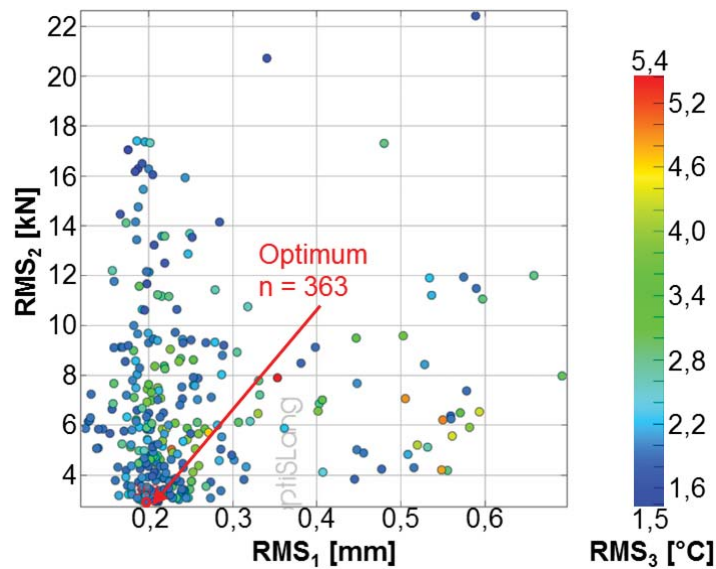


Bild 4.32: Pareto-Plot der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mit Lage des besten Designs ($n = 363$, $RMS_1 = 0,197$ mm, $RMS_2 = 2,92$ kN, $RMS_3 = 1,70$ °C; Vergrößerung in Anhang M, Bild 9.56)

Tabelle 4.17: Optimale Werte der Modellparameter x_m nach der Pareto-Optimierung mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

Modellparameter		Optimum
x_1	V [-]	0,841
x_2	A [N/mm ²]	49,10
x_3	B [N/mm ²]	109,43
x_4	C [-]	0,040
x_5	$n_{\varphi \leq 0,7}$ [-]	0,393
x_6	λ [K ⁻¹]	0,0023
x_7	$n_{\varphi > 0,7}$ [-]	0,281
x_8	μ_1 [-]	0,0271
x_9	m_1 [-]	0,1650
x_{10}	μ_2 [-]	0,0193
x_{11}	m_2 [-]	0,0231
x_{12}	α_1 [kW/(m ² ·K)]	62,225
x_{13}	α_2 [kW/(m ² ·K)]	72,954
x_{14}	D [kN/mm]	450

Tabelle 4.18: Minima und Maxima der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 während der Pareto-Optimierung mittels des angewendeten genetischen Algorithmus im Vergleich mit den Werten des besten Designs ($n = 363$) sowie Mittelwerte und Standardabweichungen der drei Zielgrößen

Zielgröße	Minimum	$n = 363$	Maximum	Mittelwert	Standardabweichung
RMS_1 [mm]	0,125	0,197	0,691	0,251	0,106
RMS_2 [kN]	2,92	2,92	22,43	6,73	3,60
RMS_3 [°C]	1,45	1,70	5,44	2,39	0,76

4.3.7 Anwendung eines adaptiven Antwortflächenverfahrens für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern für das kombinierte Fließpressen

Ausgehend vom mittels eines genetischen Algorithmus gefundenen Optimum soll geprüft werden, ob insbesondere in Hinblick auf die Vorhersage des Werkstoffflusses eine noch bessere Lösung existiert. Dafür wird gegebenenfalls eine Verringerung der Vorhersagegenauigkeit der Werkstücktemperatur und der Stempelkraft in Kauf genommen. Für diese Optimierungsaufgabe eignet sich das adaptive Antwortflächenverfahren. Die Zielfunktion besteht lediglich noch aus der Zielgröße RMS_1 . Für eine rasche Konvergenz wurden nur noch diejenigen Parameter als variabel angenommen, welche den Werkstofffluss maßgeblich beeinflussen, also alle tribologischen Modellparameter (x_8 bis x_{11}). Als Referenzwerte dienten die Parameterwerte des besten Designs aus der Optimierung mittels des genetischen Algorithmus aus **Abschnitt 4.3.6.5**. Die Ergebnisse der globalen Optimierungsaufgabe im vorangegangenen Abschnitt erlaubten für eine rasche Konvergenz die Einschränkung des Parameterraums gemäß **Tabelle 4.19**. Alle anderen Parameter gelten bereits als endgültig identifiziert. Referenzwerte und bereits identifizierte Parameter entsprachen somit den Werten aus **Tabelle 4.17**.

Tabelle 4.19: Referenzwerte und Grenzen der im Zuge der Optimierung mittels des adaptiven Antwortflächenverfahrens variablen Modellparameter $x_8 - x_{11}$

Modellparameter		untere Grenze	Referenzwert	obere Grenze
x_8	μ_1 [-]	0,0129	0,0271	0,0417
x_9	m_1 [-]	0,07	0,165	0,27
x_{10}	μ_2 [-]	0,001	0,0193	0,111
x_{11}	m_2 [-]	0,001	0,0231	0,08845

4.3.7.1 Formulierung von Nebenbedingungen

Es wurde festgelegt, dass die quadratischen Mittelwerte der Abweichungen zwischen experimentell bestimmten und simulativ ermittelten Werkstücktemperaturen bzw. Stempelkräften nicht größer als 3 °C bzw. 5 kN sein dürfen. Mathematisch formuliert lauten diese Nebenbedingungen

$$RMS_2 \leq 3 \text{ °C} \quad (77)$$

und

$$RMS_3 \leq 5 \text{ kN}. \quad (78)$$

Weiterhin galten **Gl. (64)** und **Gl. (65)** zur Einschränkung der zugelassenen Kombinationen aus μ_1 und m_1 bzw. μ_2 und m_2 und **Gl. (75)** zur Formulierung der Ausgangs-Nebenbedingungen.

4.3.7.2 Prozessablauf des adaptiven Antwortflächenverfahrens

Die in **Abschnitt 4.3.4** beschriebene und in **Bild 4.23** veranschaulichte Automatisierung des Prozessablaufs kam auch bei dem hier eingesetzten adaptiven Antwortflächenverfahren zur Anwendung. Der Ablauf der Optimierung mittels eines adaptiven Antwortflächenverfahrens erfolgte dabei nach dem in **Abschnitt 2.5.2.2** beschriebenen Vorgehen und der Darstellung in **Bild 2.23**.

Die Stützpunkte in jeder Iteration wurden in Abhängigkeit von der Näherungsfunktion durch einen linearen D-optimalen Versuchsplan (acht Stützpunkte) vorgegeben. Die jeweiligen Antwortflächen wurden durch Polynomialregression auf Basis linearer Funktionen approximiert. Die Zielfunktion wurde durch eine Kombination eines genetischen Algorithmus und eines gradientenbasierten Algorithmus (NLPQL¹³) auf den jeweiligen Antwortflächen optimiert. Alle in *optiSLang* verwendeten Einstellungen finden sich in **Anhang N**.

4.3.7.3 Ergebnisse der inversen Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit dem adaptiven Antwortflächenverfahren

In **Bild 4.33** bis **Bild 4.36** ist die deutliche Konvergenz von jeweils den Parametern x_8 bis x_{11} während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 zu sehen. Die oberen und unteren Grenzen entsprechen bereits frühzeitig den als optimal identifizierten Parameterwerten.

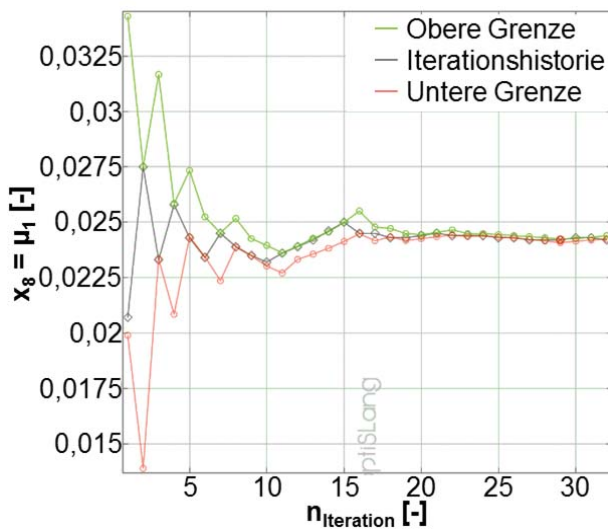


Bild 4.33: Iterationshistorie des Parameters x_8 (Reibungszahl μ_1) während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung in **Anhang O, Bild 9.66**)

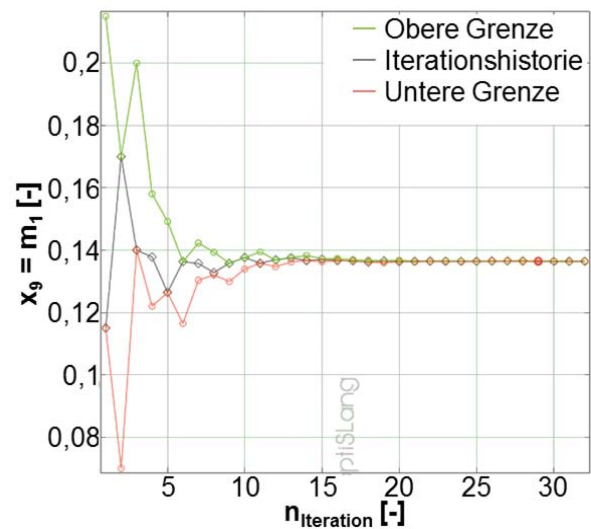


Bild 4.34: Iterationshistorie des Parameters x_9 (Reibfaktor m_1) während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung in **Anhang O, Bild 9.67**)

¹³ NLPQL ist das Akronym für den englischsprachigen Begriff „Non-linear programming by quadratic lagrangian“.

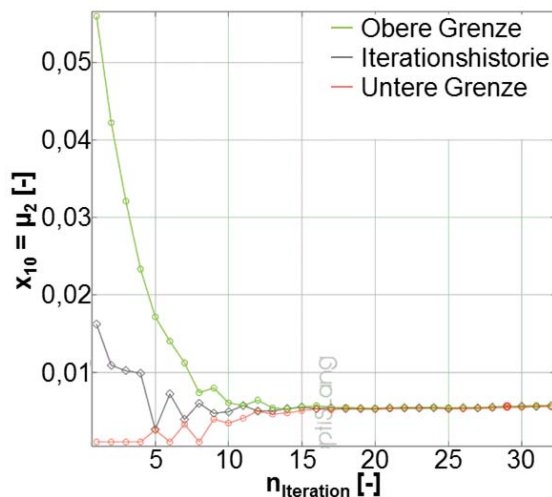


Bild 4.35: Iterationshistorie des Parameters x_{10} (Reibungszahl μ_2) während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung in **Anhang O, Bild 9.68**)

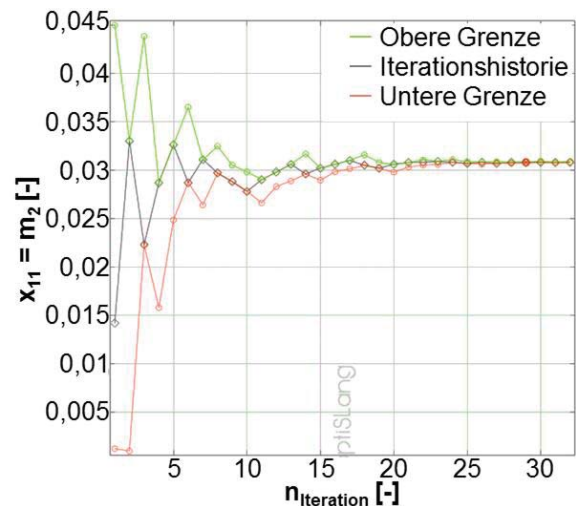


Bild 4.36: Iterationshistorie des Parameters x_{11} (Reibfaktor m_2) während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung in **Anhang O, Bild 9.69**)

Auch der Wert der Zielgröße RMS_1 konvergiert deutlich (**Bild 4.37**), so dass die gefundene Lösung nun dem globalen Optimum entspricht. Minimum und Maximum der Zielgröße RMS_1 während der Optimierung, ihr Mittelwert sowie ihre Standardabweichung sind in **Tabelle 4.20** aufgelistet. RMS_1 für das beste Design ($n=291$) beträgt 0,135 mm. Die als optimal identifizierten Parameter des Designs $n=291$ können **Tabelle 4.21** entnommen werden.

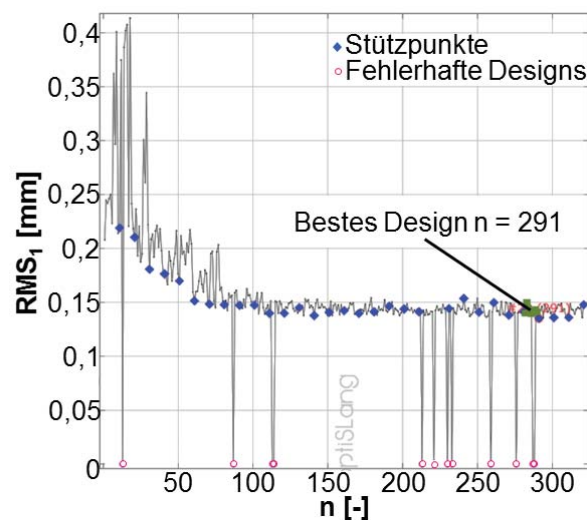


Bild 4.37: Iterationshistorie der Zielgröße RMS_1 während der Optimierung mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung in **Anhang O, Bild 9.70**)

Tabelle 4.20: Minima und Maxima der Zielgröße RMS_1 während der Optimierung mittels adaptiven Antwortflächenverfahrens im Vergleich zu den Werten des besten Designs ($n=291$) sowie Mittelwert und Standardabweichung

Zielgröße	Minimum	$n=291$	Maximum	Mittelwert	Standardabweichung
RMS_1 [mm]	0,135	0,135	0,414	0,163	0,046

Tabelle 4.21: Optimale Werte der Modellparameter x_m nach der Optimierung mittels des adaptiven Antwortflächenverfahrens

	Modellparameter	Optimum
x_1	V [-]	0,841
x_2	A [N/mm ²]	49,10
x_3	B [N/mm ²]	109,43
x_4	C [-]	0,040
x_5	$n_{\varphi \leq 0,7}$ [-]	0,393
x_6	λ [K ⁻¹]	0,0023
x_7	$n_{\varphi > 0,7}$ [-]	0,281
x_8	μ_1 [-]	0,0242
x_9	m_1 [-]	0,1364
x_{10}	μ_2 [-]	0,0056
x_{11}	m_2 [-]	0,0308
x_{12}	α_1 [kW/(m ² ·K)]	62,225
x_{13}	α_2 [kW/(m ² ·K)]	72,954
x_{14}	D [kN/mm]	450

In **Bild 4.38** (VR-NR-FP) und **Bild 4.39** (NV-NR-FP) werden die experimentell ermittelten Werkstücklängen mit den entsprechend simulativ bestimmten Größen für die Schmierstoffe Zink-Stearat und *Gardolube 6051* verglichen. Beide Diagramme verdeutlichen die hohe Güte des Simulationsmodells bei Verwendung der invers identifizierten Modellparameter hinsichtlich der Vorhersagbarkeit des Werkstoffflusses.

Auch die Simulationsergebnisse der Stempelkraft-Stößelweg- und Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verläufe in **Bild 4.40 a)** (VR-NR-FP) und **Bild 4.40 b)** (NV-NR-FP) entsprechen mit hoher Genauigkeit den experimentellen Messkurven.

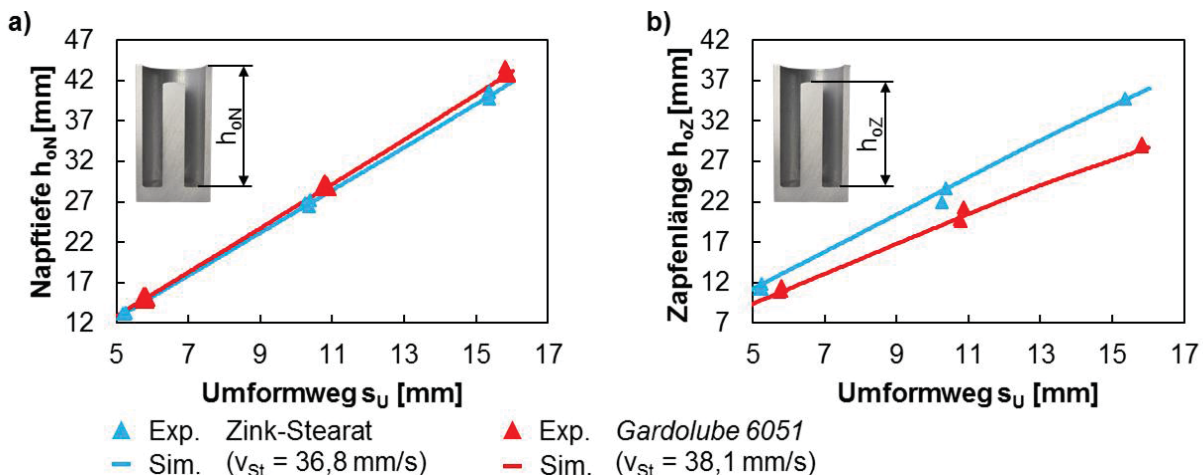


Bild 4.38: Vergleich zwischen experimentell ermittelten **a)** oberen Napftiefen h_{oN} und **b)** oberen Zapfenlängen h_{oZ} beim VR-NR-FP mit entsprechend simulativ bestimmten Größen mit invers identifizierten Simulationsmodellparametern für die Schmierstoffe Zink-Stearat und *Gardolube 6051* (Vergrößerung in **Anhang P, Bild 9.71**)

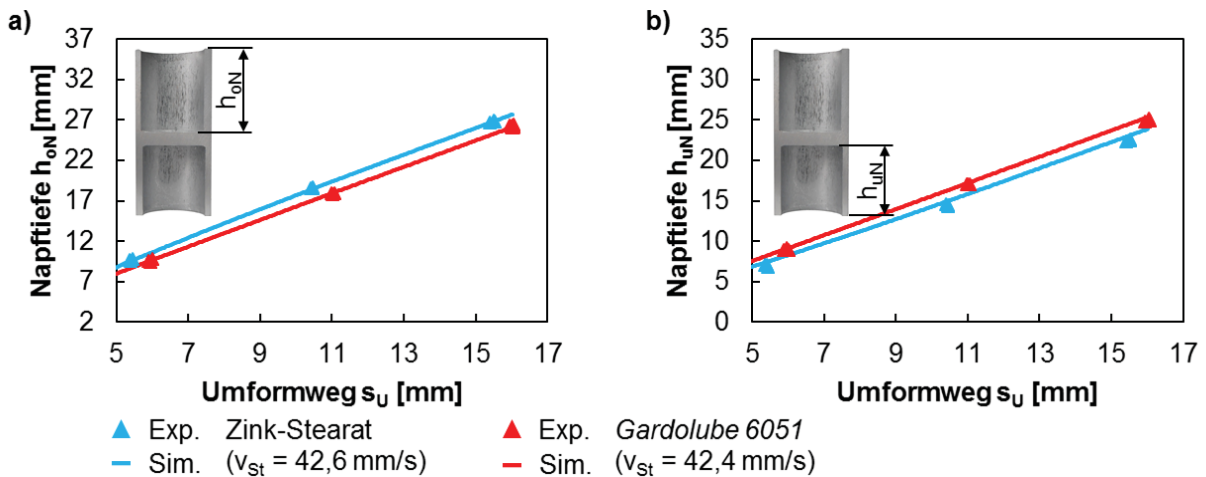


Bild 4.39: Vergleich zwischen experimentell ermittelten a) oberen Napftiefen h_{oN} und b) unteren Napftiefen h_{uN} beim NV-NR-FP mit entsprechend simulativ bestimmten Größen mit invers identifizierten Simulationsmodellparametern für die Schmierstoffe Zink-Stearat und *Gardolube 6051* (Vergrößerung in **Anhang P, Bild 9.72**)

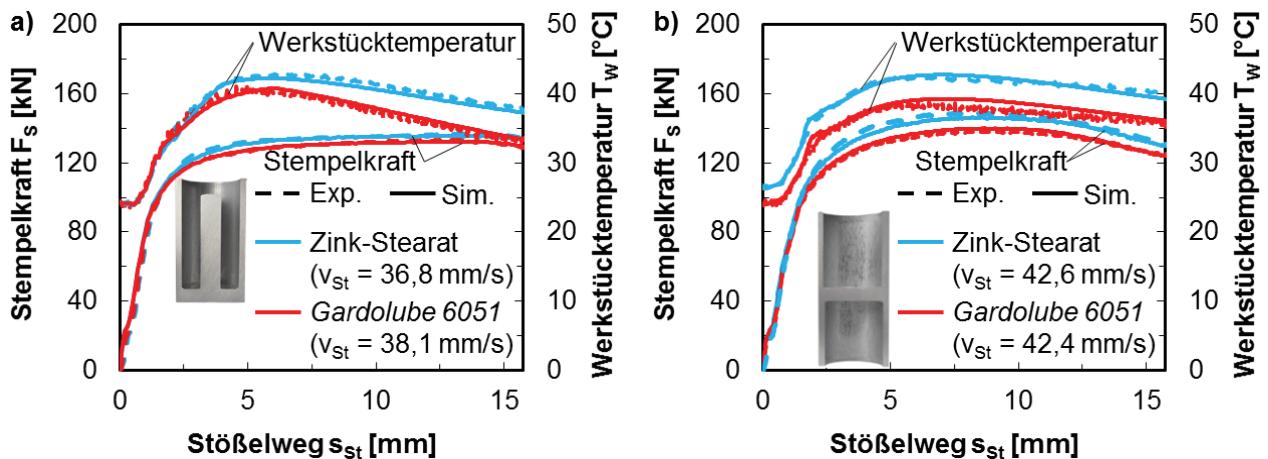


Bild 4.40: Vergleich zwischen experimentell ermitteltem Stempelkraft-Stößelweg- und Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verlauf beim a) VR-NR-FP und b) NV-NR-FP mit entsprechend simulativ bestimmten Größen mit invers identifizierten Simulationsmodellparametern für die Schmierstoffe Zink-Stearat und *Gardolube 6051* (Vergrößerung in **Anhang P, Bild 9.73**)

4.4 Zwischenfazit aus der inversen Identifizierung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen

Im ersten Abschnitt dieses Kapitels wurden Experimente zum VR-NR-FP und NV-NR-FP mit der Aluminiumlegierung EN AW 1050A durchgeführt. An die Rohteile angeschweißte Thermoelemente ermöglichten die Messung der Werkstücktemperatur im Bereich der oberen Napfwand während einigen der Pressvorgänge. Als Ergebnisse dieser realen Umformversuche unter Produktionsbedingungen standen für die im Anschluss durchgeführte inverse Parameteridentifizierung Informationen zur Geometrie der erzeugten Werkstücke und zu Kraft-Weg- sowie Temperatur-Weg-Verläufen zur Verfügung. Es wurde der Einfluss von drei verschiedenen Schmierstoffsystemen sowie von unterschiedlichen Stößelgeschwindigkeiten auf die oben genannten Ergebnisgrößen untersucht. Zwischen Experimenten mit den Schmierstoffen Zink-Stearat und

OK-00110/2009 bestanden nur geringe Unterschiede hinsichtlich Werkstofffluss, Stempelkraft und Werkstücktemperatur. Im Gegensatz dazu kann durch Verwendung des Umformöls *Gardolube 6051* Einfluss auf Werkstofffluss, Stempelkraft und Werkstücktemperatur genommen werden. Unterschiede in der Stößelgeschwindigkeit im untersuchten Bereich von ca. 20 mm/s bis ca. 60 mm/s machen sich bei den durchgeführten Versuchen nicht auf den Werkstofffluss und die Stempelkraft bemerkbar. Der realisierte modulare Werkzeugaufbau ermöglichte es, die Experimente zum VR-NR-FP und NV-NR-FP auf praktikable Art und Weise durchführen zu können. Die Erfassung der Werkstücktemperatur während der Umformversuche hatte einen hohen experimentellen Aufwand zur Folge, der jedoch im Verhältnis zum Mehrwert der dadurch gewonnenen Daten steht.

In **Abschnitt 4.2** wurden Simulationsmodelle erstellt, die für die inverse Parameteridentifizierung in **Abschnitt 4.3** verwendet wurden. In die Simulationsmodelle wurden sogenannte Oberflächenpartikel eingebracht, welche die schrittweise Extraktion der Werkstückgeometrie in Abhängigkeit vom Umformweg ermöglichen. Es wurden Stauchversuche über einen weiten Parameterbereich die Umformgeschwindigkeit und die Umformstarttemperatur betreffend durchgeführt. Die Fließwiderstände der Aluminiumlegierung EN AW 1050A können im Bereich $0 < \varphi < 0,7$ und für eine weite Variation von Umformgeschwindigkeit und Umformtemperatur gut durch eine Vielzahl der im Stand der Technik erläuterten Werkstoffmodelle abgebildet werden. Für die weiteren in dieser Arbeit durchgeführten Simulationsrechnungen wurde mit **Gl. (17)** das Werkstoffmodell von Johnson und Cook verwendet. Zur präzisen Abbildung der tribologischen Prozessbedingungen wurde das Übergangsreibungmodell (**Gl. (24)**) ausgewählt. Einige der Simulationsmodellparameter, welche für die FEM-Simulation von Umformprozessen benötigt werden, können nicht oder nur ungenau bzw. nur in Verbindung mit einem hohen experimentellen Aufwand direkt bestimmt werden. In dieser Arbeit handelt es sich dabei konkret um den Verlustfaktor V , den Wärmeübergangskoeffizienten α , die Werkzeugsteifigkeitskonstante D sowie die Parameter des verwendeten Reibungsmodells, die mithilfe der anschließend durchgeführten inversen Parameteridentifizierung bestimmt werden konnten. Außerdem wurden die Werkstoffmodellparameter invers identifiziert, da aus den durchgeführten Stauchversuchen keine Fließkurven für $\varphi > 0,7$ bestimmt werden können. Die im Rahmen der Stauchversuche ermittelten Werkstoffmodellparameter konnten jedoch als Startwerte bei der inversen Parameteridentifizierung verwendet werden, was zumindest zu einer schnelleren Konvergenz führte.

In **Abschnitt 4.3** wurden dann letztendlich rheologische, tribologische, thermische sowie mechanische Modellparameter für die Aluminiumlegierung EN AW 1050A sowie zwei unterschiedliche Schmierstoffsysteme und die Werkzeugsteifigkeit gleichzeitig mittels FEM-Simulationen invers identifiziert. Dies beinhaltete zunächst die Durchführung einer Sensitivitäts-

analyse und es wurden auf Basis eines erzeugten Metamodells zunächst für bestimmte Zielgrößen die signifikanten Simulationsmodellparameter ermittelt. Der definierte Parameterraum konnte durch die Eliminierung nicht signifikanter Modellparameter (Werkstoffmodellparameter λ und Werkzeugsteifigkeitskonstante D) und die Formulierung von Nebenbedingungen eingeschränkt werden. Dieses Vorgehen ist trotz des hohen Zeitaufwands zu empfehlen, da es die Konvergenzgeschwindigkeit der anschließenden inversen Parameteridentifizierung erhöht. Als großen Vorteil hat es sich erwiesen, dass die Simulationsmodelle derart aufgebaut wurden, dass alle zu variierenden Parameter durch das Eingeben von numerischen Werten in die zu den Simulationsmodellen gehörenden *.txt-Dateien verändert werden können. Nur dadurch und in Verbindung mit einem automatisierten Prozessablauf konnte der Berechnung der großen Anzahl an notwendigen Simulationsrechnungen nachgekommen werden.

Für die eigentliche inverse Parameteridentifizierung in **Abschnitt 4.3** kamen ein genetischer Algorithmus und anschließend im dabei gefundenen Bereich des globalen Optimums ein adaptives Antwortflächenverfahren zur Verfeinerung des Ergebnisses zum Einsatz. Als weiterer Vorteil der bereits zuvor durchgeführten Sensitivitätsanalyse konnte für die Anwendung des genetischen Algorithmus eine Startpopulation aus denjenigen Designs mit den geringsten Abweichungen zu den definierten Zielfunktionen definiert werden. Auch dies führte zu einer schnelleren Lösung der eigentlichen Optimierungsaufgabenstellung. Die tribologischen Modellparameter zeigten bei Anwendung des genetischen Algorithmus ein deutliches Konvergenzverhalten. Im Gegensatz dazu konvergierten die weiteren Modellparameter wie etwa die Werkstoffmodellparameter nicht bzw. nicht so deutlich. Dies ist ein Anzeichen dafür, dass eine gewissermaßen zufällige Kombination dieser Parameter zu niedrigen Zielgrößen führen und sich die Wahl eines genetischen Algorithmus für die Suche nach dem globalen Optimum als richtig erwiesen hat.

Als Fazit aus den durchgeführten Arbeiten und erzielten Ergebnissen in diesem Kapitel kann festgehalten werden, dass das in diesem Kapitel beschriebene Vorgehen sehr gut für die Identifizierung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen mit einem bewegten Werkzeugelement geeignet ist. Bei Verwendung derselben Schmierstoffe und des gleichen Werkstoffs ist von einer hohen Übertragbarkeit der ermittelten Modellparameter auf geometrisch und kinematisch ähnliche Fließpressprozesse auszugehen. Der damit verbundene experimentelle und simulative Aufwand für die Identifizierung der Modellparameter erscheint jedoch relativ hoch. In Bezug auf die Güte der erstellten Simulationsmodelle hingegen ist er vertretbar.

Es kann an dieser Stelle jedoch noch nicht festgehalten werden, ob die verwendeten Werkstoff- und Reibungsmodelle sowie die identifizierten Modellparameter geeignet sind, um auch kombinierte Fließpressprozesse mit mehreren bewegten Werkzeugelementen mit hinreichender Genau-

igkeit simulativ abzubilden. Um dies zu überprüfen, ist es notwendig, entsprechende experimentelle Untersuchungen mit demselben Werkstoff und denselben Schmierstoffen durchzuführen und die Ergebnisse mit denen von damit korrespondierenden Simulationsrechnungen zu vergleichen. Als wesentliche Voraussetzung zur Durchführung dieser experimentellen Untersuchungen erfolgt im nächsten Kapitel die Beschreibung von Entwicklung, Aufbau und Inbetriebnahme der dafür benötigten Anlagen- und Werkzeugtechnik.

5 Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Die Durchführung von kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren aktiv bewegten Werkzeugelementen stellt besondere Anforderungen mit erhöhter Komplexität an die Anlagen- und Werkzeugtechnik im Vergleich zu konventionellen Fließpressverfahren. Kommerziell verfügbare mehrfachwirkende Pressen wurden in der Regel speziell für ihren Einsatz in der Blechumformung entwickelt und eignen sich im Allgemeinen nicht für die Durchführung von kombinierten Fließpressverfahren mit mehreren bewegten Werkzeugelementen. Werkzeuge und die dazugehörigen Anlagen zur experimentellen Untersuchung von kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren aktiv bewegten Werkzeugelementen finden sich daher heute meist nur im universitären Umfeld. Mit dem Großteil dieser Anlagen können aufgrund der geringen zur Verfügung stehenden Kräfte und sehr langsamen Werkzeugbewegungen lediglich modellhafte Untersuchungen durchgeführt werden. Als wesentliche Voraussetzung zur Durchführung der experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit erfolgt in diesem Kapitel die Beschreibung von Entwicklung, Aufbau und Inbetriebnahme einer geeigneten Anlagen- und Werkzeugtechnik für die experimentelle Untersuchung von kombinierten Fließpressverfahren wie beispielsweise dem VV-NV-VR-NR-FP (Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen) mit mehreren bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Fertigungsbedingungen.

Vor der Abstrahierung der Entwicklungsaufgabe wurden allgemeine Anforderungen an die Anlagen- und Werkzeugtechnik definiert und konkret die benötigten Werkzeugfunktionen für das VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen analysiert. Darauf folgte die eigentliche Entwicklung der Anlagen- und Werkzeugtechnik mit der Auswahl von aktorischen, sensorischen und steuerungstechnischen Komponenten sowie der Konstruktion von Werkzeuggestellen mit zusätzlichen hydraulischen Bewegungsachsen. Dieses Kapitel abschließend folgen Ergebnisse zur Inbetriebnahme der entwickelten Anlagen- und Werkzeugtechnik für die Durchführung des VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize.

5.1 Anforderungen an die Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Zu Beginn des Entwicklungsvorgangs wurden folgende Anforderungen an die Anlagen- und Werkzeugtechnik zur Durchführung von kombinierten Fließpressverfahren mit mehreren aktiv bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Fertigungsbedingungen festgelegt:

- Antrieb der zusätzlichen Werkzeugachsen mittels hydraulischer Energie zur Gewährleistung einer größtmöglichen Flexibilität in Bezug auf die Verwendung von ver-

schiedenartigen Werkzeuggestellen, um verschiedene Kaltfließpressprozesse durchführen zu können,

- Integration zusätzlicher hydraulischer Achsen in Werkzeuggestelle (pressenunabhängig) zur spezifischen Bewegung der Matrize und / oder des Gegenstempels bei kombinierten Fließpressverfahren wie beispielhaft dem VV-NV-VR-NR-FP,
- Bereitstellung von hydraulischer Energie durch die Anlage hin zu den Werkzeuggestellen (Betrieb verschiedener Werkzeuggestelle bzw. Werkzeuge mit der Anlage möglich),
- Möglichkeit des Betriebs der Werkzeuggestelle auch auf einfachwirkenden Pressen mit einem Einbauraum von mindestens 1.300 mm und einer Tischfläche von mindestens 1.000 mm x 1.500 mm,
- Möglichkeit zur Verwendung eines Ausstoßers im Pressentisch,
- gleichzeitiger Dauerbetrieb von zwei zusätzlichen Werkzeugachsen mit jeweils 1.000 kN Maximalkraft bei maximal 280 bar Betriebsdruck und 100 mm/s Maximalgeschwindigkeit möglich (serientauglich),
- Modularität mit Schnittstelle für Sensoren (Position, Kraft),
- Kraft- und Lageregelung der zusätzlichen Werkzeugachsen mit hoher Reproduzierbarkeit der Prozessführung (größtmögliche Flexibilität),
- Bedienungsfreundlichkeit durch flexible Prozessparametrisierung mittels GUI („Graphical user interface“) und
- Gewährleistung der Sicherheit des Anlagenbedieners.

5.2 Analyse der Werkzeugfunktion für das Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Für die Entwicklung von Werkzeuggestellen für die Durchführung des VV-NV-VR-NR-FP mit einer zusätzlichen Bewegung der Matrize und / oder des Gegenstempels auf einfachwirkenden Pressen müssen zunächst die kinematischen Zusammenhänge der am Umformprozess beteiligten Aktivteile analysiert werden. Dazu eignet sich die grafische Beschreibung des Prozessablaufs des VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen (**Bild 5.1**) mit fünf charakteristischen Prozessschritten.

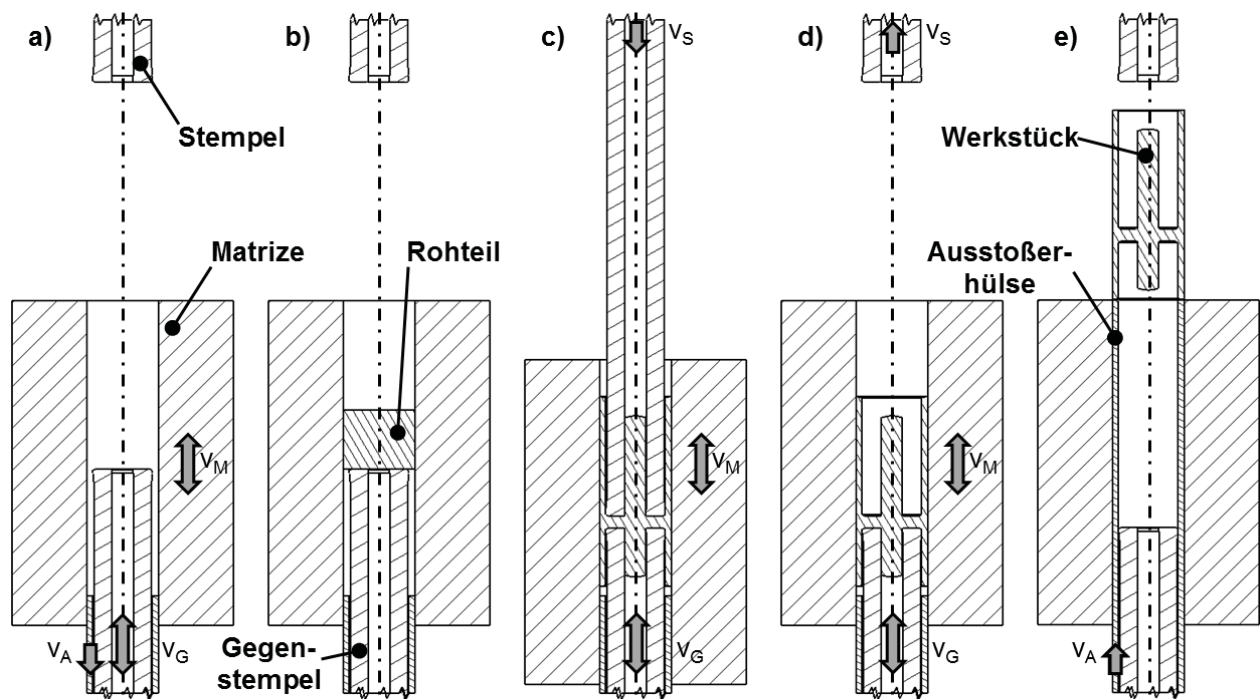


Bild 5.1: Verfahrensablauf des VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen bestehend aus den Schritten **a)** in Grundstellung fahren, **b)** Laden des Rohteils, **c)** Fließpressen, **d)** in Ausstossstellung fahren und **e)** Ausstoßen

Die Prozessschritte für das hier betrachtete Fließpressverfahren lauten im Einzelnen:

- In Grundstellung fahren

Der Stößel befindet sich in seinem oberen Totpunkt. Die Matrice und / oder der Gegenstempel fahren in ihre jeweilige Grundstellung und die Ausstoßhülse in ihren unteren Totpunkt.

- Laden des Rohteils

Der Stößel befindet sich in seinem oberen Totpunkt und die Ausstoßhülse in ihrem unteren Totpunkt. Matrice und Gegenstempel stehen in ihrer jeweiligen Grundstellung. Das Rohteil wird in die Matrice eingelegt.

- Fließpressen

Die Ausstoßhülse befindet sich in ihrem unteren Totpunkt. Die Bewegung des Stempels mit dem Stößel bis in seinen unteren Totpunkt führt zur Umformung des Werkstücks. Dabei bewegen sich Matrice und / oder Gegenstempel ausgehend von ihrer jeweiligen Grundstellung in oder entgegen der Bewegungsrichtung des Stößels. Es bilden sich unterhalb des Stempels und oberhalb des Gegenstempels zwei Umformzonen aus, die sich bei geringen verbleibenden Werkstückbodendicken gegenseitig beeinflussen. Auf den Stempel und den Gegenstempel wirken jeweils die Umformkraft und in Abhängigkeit von den kinematischen Bedingungen jedoch unterschiedlich hohe Reibungskräfte. Auf die Matrice wirkt die Differenz zwischen den

auf Stempel und Gegenstempel wirkenden Kräften, so dass die Summe aller Kräfte Null ergibt.

- In Ausstossstellung fahren

Die Ausstoßhülse befindet sich in ihrem unteren Totpunkt. Der Stößel fährt in seinen oberen Totpunkt. Dabei wird gegebenenfalls das Werkstück mit dem Abstreifer (nicht dargestellt) vom Stempel abgestreift. Matrize und / oder Gegenstempel fahren in ihre jeweilige Ausstossstellung.

- Ausstoßen

Der Stößel befindet sich in seinem oberen Totpunkt. Matrize und Gegenstempel stehen in ihrer jeweiligen Ausstossstellung. Falls sich das Werkstück noch in der Matrize befindet, stößt die Ausstoßhülse es aus.

Die Matrizengeschwindigkeit (**Gl. (79)**) und die Gegenstempelgeschwindigkeit (**Gl. (80)**) werden im weiteren Verlauf dieser Arbeit in Bezug zur Stößelgeschwindigkeit gesetzt und durch die Verhältnisse

$$\beta_M = \frac{v_M}{v_{St}} \quad (79)$$

und

$$\beta_G = \frac{v_G}{v_{St}} \quad (80)$$

beschrieben. Positive Werte von β_M und β_G bedeuten also eine Bewegung von Matrize bzw. Gegenstempel in die gleiche Richtung, in der sich auch der Stempel bewegt, und negative Werte eine Bewegung entgegen der Bewegungsrichtung des Stempels.

5.3 Abstrahierung der Entwicklungsaufgabe

Die „abstrakte Maschine“ (**Bild 5.2**) nach [Lan96] stellte die Ausgangssituation für die Entwicklung der Anlagen- und Werkzeugtechnik dar. Zur Klärung der Entwicklungsaufgabe ist hierbei die Beschreibung der Ein- und Ausgangsgrößen Information, Stoff und Energie notwendig. Der Begriff der Umsetzung führt zur Funktion der „abstrakten Maschine“. In der Umformtechnik wurde diese Vorgehensweise z. B. bereits von Kretz [Kre03] erfolgreich für die systematische Entwicklung von Schließwerkzeugen angewendet. In diesem Abschnitt werden die Ein- und Ausgangsgrößen Information, Stoff und Energie sowie die Funktionen der zu entwickelnden Anlagen- und Werkzeugtechnik beschrieben. Zur Verdeutlichung der Zusammenhänge zwischen Ein- und Ausgangsgrößen sowie Funktionen der „abstrakten Maschine“ dient **Bild 5.3**.



Bild 5.2: Ein- und Ausgangsgrößen der „abstrakten Maschine“ nach [Lan96]

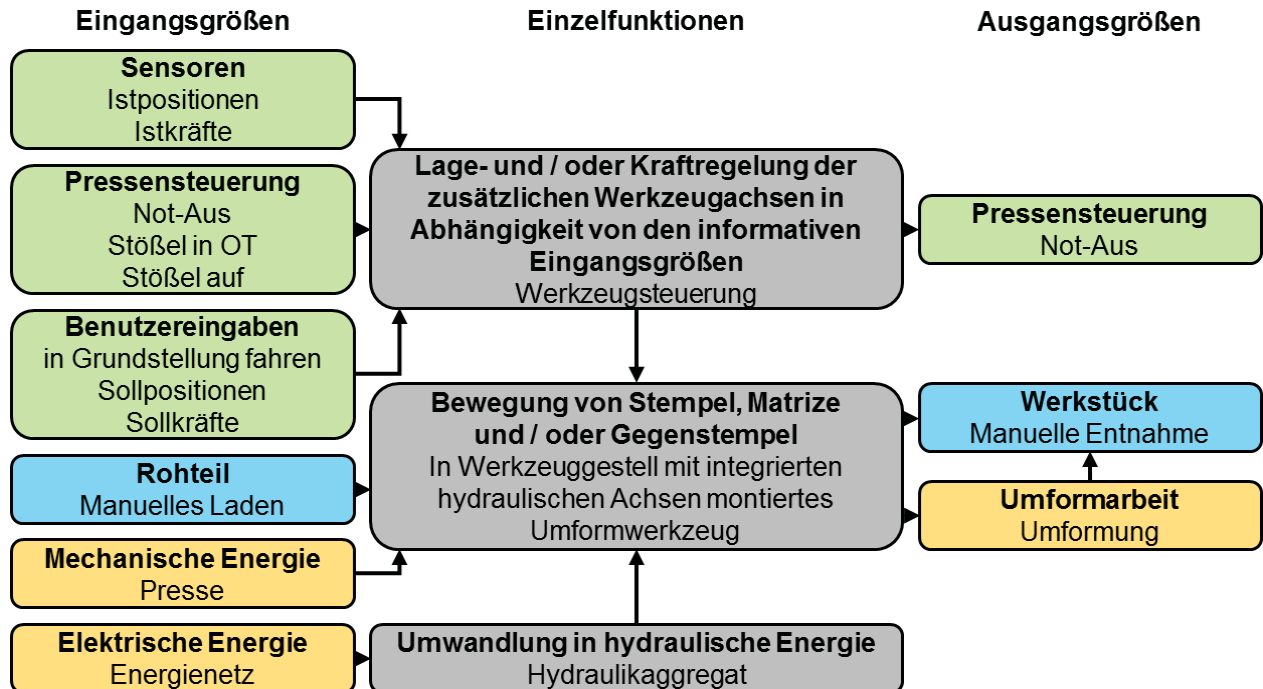


Bild 5.3: Ein- und Ausgangsgrößen sowie Funktionen der zu entwickelnden Anlagen- und Maschinentchnik

Die Eingangsgröße Information umfasst die Istpositionen des Pressenstößels, der Matrizenachse und der Gegenstempelachse sowie die auf die Aktivteile Stempel, Matrize und Gegenstempel wirkende Kräfte. Für die Erfassung der Istpositionen und der wirkenden Kräfte müssen entsprechende Sensoren ausgewählt werden. Weiterhin müssen der „abstrakten Maschine“ Informationen zu den Sollpositionen und / oder Sollkräften der Matrize- und / oder Gegenstempelachse in Abhängigkeit von der Stößel-Istposition als Eingangsgröße mittels der GUI übergeben werden. Die informativen Eingangsgrößen werden durch elektrische Signale der Pressensteuerung (Not-Aus, Stößel im oberen Totpunkt, Stößel auf) ergänzt und müssen um zusätzliche Benutzereingaben erweitert werden (in Grundstellung fahren). Als Ausgangsgröße liefert die „abstrakte Maschine“ die Information an die Pressensteuerung, ob ein Not-Aus-Zustand ansteht oder nicht.

Das Laden des Rohteils und die Entnahme des umgeformten Werkstücks erfolgen manuell. Dabei handelt es sich in diesem Falle nicht um spezielle Aufgaben der zu entwickelnden Werkzeug- und Anlagentechnik.

Stößel und Ausstoßer der jeweiligen verwendeten Presse stellen die Eingangsgröße Energie teilweise in mechanischer Form von extern zur Verfügung. Es wird in diesem Zusammenhang von extern gesprochen, da die Presse kein Bestandteil der „abstrakten Maschine“ und der zu entwi-

ckelnden Werkzeug- und Anlagentechnik ist. Weiterhin wird der „abstrakten Maschine“ elektrische Energie zugeführt. Als Ausgangsgröße wird Energie in Form von Umformarbeit an das Werkstück abgegeben.

Die Funktion der Maschine umfasst die Lage- und / oder Kraftregelung der beiden zusätzlichen Werkzeugbewegungsachsen in Abhängigkeit von den informativen Eingangsgrößen. Weiterhin muss die Anlage die von außen zugeführte elektrische Energie in hydraulische Energie umwandeln. Die für die Bewegung von Matrize und / oder Gegenstempel notwendige Energie muss durch in die Werkzeugtechnik integrierte Aktoren aus der zur Verfügung gestellten hydraulischen Energie umgewandelt werden. Funktionsbedingt (Wirkungsgradverluste, Reibung etc.) kann ein Teil der von außen zugeführten Energie nicht für die Umformung genutzt werden.

Aus den dargestellten Zusammenhängen zwischen Informationen, Stoff und Energie sowie Funktionen der „abstrakten Maschine“ lässt sich die konkrete Aufgabe der Entwicklung der benötigten Anlagen- und Werkzeugtechnik ableiten. Die Anlage besteht aus einem Hydraulikaggregat samt Ventilblock, der Werkzeugsensorik und der dazugehörigen Werkzeugsteuerung. Die Werkzeugtechnik umfasst das eigentliche Umformwerkzeug sowie Werkzeuggestelle mit zusätzlichen hydraulischen Bewegungsachsen.

5.4 Entwicklung der Anlagentechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Das Hydraulikaggregat muss elektrische Energie in hydraulische Energie umwandeln und gleichzeitig das Hydraulikfluid hinsichtlich seiner Reinheit und Temperatur entsprechend den Anforderungen der verwendeten Aktoren aufbereiten. Das Aggregat bildet eine abgeschlossene Einheit mit eigenem Schaltschrank inklusive Steuerung und besteht im Wesentlichen aus den Komponenten Tank, Motoren, Pumpen, Filter, Wärmetauscher und Druckspeicher. Gemeinsam mit dem Ventilblock und der Werkzeugsensorik- und -steuerung bildet es die zu entwickelnde Anlagentechnik. Die Anlagentechnik wurde im Rahmen des Forschungsprojektes „Entwicklung eines modular aufgebauten Stoffflussregelsystems, speziell für die Kaltfließtechnik“ (Förderkennzeichen KF2201105RU1 der AiF) gemeinsam mit den Firmen *FMB-Blickle GmbH* und *Presscontrol Elektrotechnik GmbH* konzipiert, am *IFU* aufgebaut, in Betrieb genommen, erprobt und optimiert.

5.4.1 Dimensionierung der leistungsrelevanten Systemkomponenten

Ausgehend von den gestellten Anforderungen an die Anlagentechnik (zwei Achsen, $F_{\max} = 1.000 \text{ kN}$, $p_{\max} = 280 \text{ bar}$, $v_{\max} = 100 \text{ mm/s}$) folgt die Dimensionierung und Auswahl der Pumpen und Motoren als diejenigen Systemkomponenten, welche die hydraulische Leistung bestimmen. Es ergeben sich die Mindestwirkflächen der Zylinder je Achse

$$A_{Wirksam} = \frac{F}{p} = \frac{1.000 \text{ kN}}{280 \text{ bar}} = 35.714 \text{ mm}^2 \quad (81)$$

und damit die Mindestvolumenströme je Achse

$$Q = A_{Wirksam} \cdot v_{max} = 35.714 \text{ mm}^2 \cdot 100 \frac{\text{mm}}{\text{s}} = 214 \frac{\text{l}}{\text{min}} \quad (82)$$

Die ausgewählte 3-fach-Regelpumpeneinheit des Herstellers *Bosch Rexroth AG* stellt bei einer Drehzahl von 2.850 U/min einen maximalen Volumenstrom von 460 l/min bei einem maximalen Druck von 280 bar bereit. Von den Pumpen wird der von den hydraulischen Verbrauchern bei einem bestimmten Druckniveau benötigte Volumenstrom selbsttätig geregelt und folgt somit dem Prinzip einer bedarfsgerechten Leistungsbereitstellung. Aus Produkt von Druck und Volumenstrom berechnet sich die zur Verfügung zu stellende hydraulische Leistung

$$P_{hydr} = p \cdot Q = 280 \text{ bar} \cdot 460 \frac{\text{l}}{\text{min}} = 215 \text{ kW} \quad (83)$$

Unter Berücksichtigung von Wirkungsgraden, Sicherheitsreserven und verfügbaren Baugrößen wurde für den Antrieb ein wassergekühlter Asynchronmotor (Hersteller *Emod Motoren GmbH*) mit einer Antriebsleistung von 250 kW ausgewählt.

5.4.2 Auswahl der Regelventile

Die Anforderungen an die Anlage erfordern die Verwendung von Regelventilen mit einem hochdynamischen Verhalten auch bei hohen Volumenströmen. Eine parallele Anordnung von je zwei 4/3-Wege-Regelventilen kleinerer Nenngröße je Werkzeugachse verspricht eine Verbesserung der Regelbarkeit über den gesamten Volumenstrombereich bis maximal 214 l/min als bei Verwendung nur eines Ventils je Achse mit einer größeren Nenngröße. Ausgewählt wurden vorgesteuerte 4/3-Regel-Wegeventile mit elektrischer Wegrückführung und integrierter Elektronik in NG16 des Typs *4WRVE16V1120L-2X/G24K0/B5M* von *Bosch Rexroth AG* (Schnitt siehe **Anhang Q**).

5.4.3 Aufbau des Hydrauliksystems

Die Motor-Pumpen-Hauptgruppe des Aggregats wurde schwingungsentkoppelt zur Umgebung unterhalb des Tanks mit einem Fassungsvermögen von 1.000 l angeordnet. Diese sogenannte Hochtank-Bauweise unterstützt ein sicheres Ansaugen hoher Volumenströme und verringert die Kavitationsgefahr durch den am saugseitigen Pumpeneinlass vorherrschenden hydrostatischen Druck. Das Hydraulikschema des Aggregats ist in **Bild 9.75** in **Anhang R** dargestellt. Ein Proportional-Druckbegrenzungsventil erlaubt die ferngesteuerte Einstellung des Pumpendruckes des Hauptantriebs. Ein Druckbegrenzungsventil sichert das hydraulische Gesamtsystem auf einen maximalen Druck von 315 bar ab. Das System beinhaltet neben der Hauptgruppe drei weitere

Motor-Pumpen-Gruppen: zur Steuerölversorgung (7,5 kW Asynchronmotor, $Q = 12 \text{ l/min}$, $p = 100 \text{ bar}$), zur Versorgung des Kühl-Filter-Kreislaufs im Nebenstrom (3 kW Asynchronmotor, $Q = 150 \text{ l/min}$, $p = 5 \text{ bar}$) und zur Realisierung einer zuschaltbaren Heizfunktion ($Q = 32 \text{ l/min}$, $p = 100 \text{ bar}$).

Der Plattenwärmetauscher weist bei einer Eintrittstemperaturdifferenz von 26 K eine Kühlleistung von 150 kW auf. Durch die Heizfunktion kann das Hydraulikfluid bei niedrigen Umgebungsbedingungen auf die für den Betrieb der weiteren Pumpen viskositätsbedingt erforderliche Temperatur von mindestens 20 °C erwärmt werden. Es werden Filterelemente mit einer Feinheit von 6 μm im Hauptstrom und von 10 μm im Nebenstrom verwendet, um den Anforderungen der verwendeten Ventile an die Fluidreinheit Rechnung zu tragen. Ein Hydrospeicher mit 4 l Volumen dient der Kompensation von für Kolbenpumpen charakteristischen Druckpulsationen und zur hochdynamischen Medienbereitstellung, um über die Regelpumpendynamik hinausgehende Volumenstromanforderungen auszugleichen. Durchgeführte Schallmessungen des Aggregates im Betriebszustand liegen bei ca. 100 dB(A).

Der Steuerblock (Schema in **Bild 9.76** in **Anhang R**) beinhaltet die Zuschalt- und Regelventile und verbindet diese untereinander sowie mit der Druck- und Tankleitung des Aggregates sowie mit den Leitungen, welche zu den Zylinderkammern der Umformwerkzeuge führen. Gleichzeitig übernimmt der Steuerblock notwendige Sicherheitsfunktionen der hydraulischen Werkzeugversorgung. Bei der Konstruktion des Blocks wurden folgende Richtlinien und Normen berücksichtigt:

- DGUV Fachbereichsinformationsblatt 058 [Fac15] „Reduzierte Geschwindigkeit bei fluidtechnischen Steuerungen“,
- ZH 1/456 [ZH 78a] „Sicherheitsregeln für Zweihandschaltungen an kraftbetriebenen Pressen der Metallbearbeitung“,
- ZH 1/457 [ZH 78b] „Sicherheitsregeln für Steuerungen an kraftbetriebenen Pressen der Metallbearbeitung“ und
- DIN EN ISO 13849-1 [DIN08b] und DIN EN ISO 13849-2 [DIN08a] „Sicherheit von Maschinen – Sicherheitsbezogene Teile von Steuerungen“.

Zur Realisierung der erforderlichen Sicherheitsfunktion wurden stellungsüberwachte Cartridge-Zuschaltventile verwendet. Durch deren Anordnung wird der Fluidzu- und -abfluss in die Zylinderkammern beider Achsen und damit auch in Bezug auf Werkzeugbewegungen sicher überwacht.

Temperatur, Füllstand, Drücke, Feuchte, Filterverschmutzung, Kugelhahnstellungen, Volumenstrom des Kühlwasserzulaufs und die Schwingungen am Pumpenträger der 250 kW Motor-

Pumpen-Einheit werden bei Betrieb des Aggregats messtechnisch erfasst und mittels der zum Aggregat gehörenden Steuerung überwacht. Anhand des hydraulischen Schaltplans und der weiteren steuerungstechnischen Erfordernissen erfolgten die Auswahl der Steuerungskomponenten und die Elektrokonstruktion. Der Schaltschrank des Hydraulikaggregates beinhaltet unter anderem eine SPS (*S7, Siemens AG*), eine Sicherheitssteuerung (*PNOZmulti, Pilz GmbH & Co. KG*) und ein Farb-Touch-Bedienpanel (*SIMATIC Comfort Panel, Siemens AG*) und ist für eine Leistung von 360 kVA bei einer Stromaufnahme von 520 A ausgelegt.

5.4.4 Auswahl der Sensoren

Die Forderung nach einer modularen Anlagentechnik wirkt sich auch auf die Sensorik und die notwendigen Schnittstellen zur Werkzeugsteuerung aus. Um eine möglichst hohe Flexibilität zu gewährleisten, kommt ein Klemmenkasten mit dezentraler Peripherie zum Einsatz. Daran können alle Sensoren definierter Typen (**Tabelle 5.1**) und die Regelventile angeschlossen und mit Spannung versorgt werden. Dies hat zudem den Vorteil, dass der Klemmenkasten nur mit zwei Leitungen (Spannungsversorgung und Netzwerkleitung) mit dem eigentlichen Schaltschrank der Werkzeugsteuerung verbunden werden muss.

Es werden Linearweggeber mit SSI-Schnittstelle verwendet, um die Istpositionen der Werkzeugelemente mit ausreichender Genauigkeit zu bestimmen. Weggeber mit SSI-Schnittstelle arbeiten meistens nach dem magnetostriktiven Messprinzip und sind mit einer Auflösung von bis zu 0,5 µm erhältlich. Ein im Klemmenkasten verbautes Modul erlaubt den Anschluss von bis zu vier solchen Weggebern. Dies ist ausreichend, um die Positionen aller Aktivteile (Stempel, Matrize, Gegentempel) und gegebenenfalls des Pressenstößels erfassen zu können. Aus der zeitlichen Änderung der Position kann softwaretechnisch die Geschwindigkeit der jeweiligen Werkzeugelemente und des Stößels berechnet werden. Die SSI-Weggeber sind werkzeug- bzw. pressenabhängig ausgeführt und daher werkzeugindividuell an den Klemmenkasten anzuschließen. Dies wird durch steckbare Verbindungen erleichtert.

Im Klemmenkasten sind vier Druckmessumformer des Typs *P-30-R-BG540-TBZZ-F-M4Z-ZZ* des Herstellers *WIKA Alexander Wiegand SE & Co. KG* angeschlossen. Mit ihnen werden die in den Zylinderkammern beider Achsen wirkenden Drücke am Steuerblock und damit werkzeugunabhängig gemessen. Die Druckmessumformer mit einer Genauigkeit von 0,05 % bezogen auf den Messbereich von 400 bar und ohne Temperaturfehler im Bereich zwischen 10 °C und 60 °C ermöglichen bei Anschluss in 3-Leitertechnik eine Messrate von 1 ms. Mittels der Drücke kann auf die auf die Werkzeugachsen wirkenden Kräfte geschlossen werden. Diese können jedoch Fehler in Form von Druckverlusten und Reibung zwischen den Messstellen und den Werkzeugelementen beinhalten.

Eine genaue Messung der auf die Aktivteile wirkenden Prozesskräfte soll durch die Möglichkeit unterstützt werden, in Umformwerkzeuge eingebaute Sensoren zur direkten Kraftmessung an den Klemmenkasten anschließen zu können. Die am häufigsten in Umformwerkzeugen eingesetzten Kraftmesselemente sind entweder mit DMS bestückt oder messen nach dem piezoelektrischen Prinzip. An den Klemmenkasten können durch ein entsprechend vorhandenes Modul maximal zwei DMS-Kraftmessdosen direkt per Steckverbindungen angeschlossen werden. Außerdem können gleichzeitig bis zu zwei nach dem piezoelektrischen Prinzip arbeitende Kraftmessdosen ebenfalls über Steckverbindungen an im Klemmenkasten verbaute Messverstärker angeschlossen werden. Diese verstärken das jeweilige Messsignal auf einen Analogwert von 0-10 V, welches durch die interne Verdrahtung der Messverstärker mit einem Modul für analoge Messwerte in die Steuerung übertragen wird. Die Kraftmessdosen sind nicht Bestandteil der Anlagentechnik und individuell für das entsprechend verwendete Werkzeug an den Klemmenkasten anzuschließen.

Tabelle 5.1: An den Klemmenkasten anschließbare Sensortypen zur Erfassung der Messgrößen Position, Kraft und Druck

Messgröße	Anzahl	Schnittstelle / Messprinzip	Sensor Bestandteil von
Position	4	SSI	Umformwerkzeug
Kraft	2	DMS	Umformwerkzeug
Kraft	2	piezoelektrisch	Umformwerkzeug
Druck	4	Analogsignal	Anlagentechnik

5.4.5 Werkzeugsteuerung und Hardwareschnittstellen

Aus Gründen der Flexibilität und des Bedienkomforts wurde der Schaltschrank der Werkzeugsteuerung in Form eines fahrbaren Bedienpultes ausgeführt. Alle Kabelverbindungen zum Klemmenkasten, zur Steuerung des Hydraulikaggregates und zur Pressensteuerung sind steckbar ausgeführt. Dadurch ist gewährleistet, dass alle Komponenten der Werkzeugsteuerung aus dem Arbeitsbereich der Presse entfernt werden können. In das Bedienpult wurde eine Steuerung vom Typ *MLC 45 (Bosch Rexroth AG)*, ein Industrie-PC mit Touchscreen für die Parametrisierung der Werkzeugsteuerung sowie Peripheriegeräte wie z. B. die Spannungsversorgung eingebaut. Mit der ausgewählten Steuerung können Zykluszeiten von maximal 250 μ s erwartet werden.

Die Schnittstellen zum Klemmenkasten, zur Steuerung des Hydraulikaggregates und zur Pressensteuerung wurden als Hardwareschnittstellen mit sicheren Signalen ausgeführt. Damit werden die sicherheitsrelevanten Signale von der Pressensteuerung Not-Aus, Stellung der vorderen und hinteren Schutztür und das Signal Stößel auf erfasst. Andererseits werden Signale sicher an die Pressensteuerung übertragen. Dies sind das Signal eines zusätzlichen Not-Aus-Tasters am Bedienpult und eine an der Werkzeugsteuerung anstehenden Fehlermeldung zur Vermeidung der

Einleitung bzw. Fortführung einer Pressenbewegung. Ein DP/DP-Koppler ermöglicht den Austausch von Messwerten und gegenseitigen Freigabe-Signalen zwischen Werkzeugsteuerung und Steuerung des Hydraulikaggregates. Positionen und Kräfte der Sensoren eines jeweiligen angeschlossenen Werkzeugs und die Systemdrücke werden durch einen Sercos-Feldbuskoppler vom dezentral angeordneten Klemmenkasten an die Werkzeugsteuerung übermittelt. Die Regelventile werden separat über einen analogen Ausgang am Klemmenkasten angesteuert. In Verbindung mit der parallelen Anordnung von jeweils zwei Ventilen je Werkzeugachse besteht größtmögliche Flexibilität zur Verbesserung der Regelgenauigkeit (z. B. gleicher Sollwert für beide Ventile oder Regelung mit nur einem Ventil und Zuschalten des zweiten Ventils, wenn der Volumenstrom des ersten Ventils für die geforderte Werkzeuggeschwindigkeit nicht ausreicht). Die prinzipielle Verknüpfung zwischen GUI, Werkzeugsteuerung, Pressensteuerung, dezentralem Klemmenkasten und Hydraulikaggregat wird in **Bild 5.4** veranschaulicht.

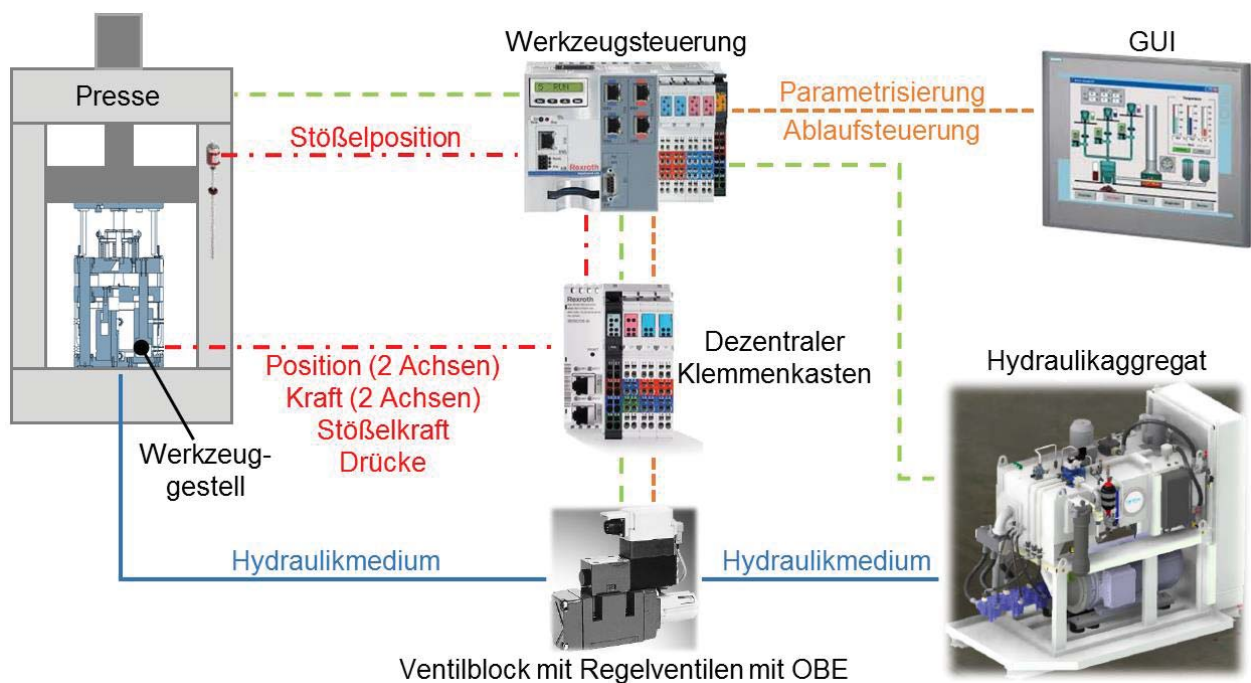


Bild 5.4: Prinzipbild der Verknüpfung zwischen GUI, Werkzeugsteuerung, Pressensteuerung, dezentralem Klemmenkasten und Hydraulikaggregat

Die Werkzeugsteuerung kann per GUI parametrisiert und der somit erstellte Parametersatz in einer Datenbank gespeichert werden. Dabei können die Regelgrößen und Stellgrößen für maximal zwei Werkzeugachsen gewählt werden. Als Regelgrößen stehen die Lage und die Geschwindigkeit der Werkzeugachsen und die auf die Achsen wirkenden Kräfte zur Auswahl. Als Stellgrößen können die Lage und die Geschwindigkeit des Stößels bzw. der weiteren Werkzeugachse oder die auf den Stößel bzw. auf die weitere Werkzeugachse wirkenden Kräfte definiert werden. Durch Setzen von Start- und Stoppbedingungen kann der Prozessablauf parametrisiert werden. Dadurch ist es auch möglich, eine zunächst gewählte Regelungsart während eines Umformprozesses durch eine andere Regelungsart abzulösen.

Die ausgewählte Steuerung *MLC 45* beinhaltet umfangreiche Softwarebibliotheken konform zu IEC 61131-3 und PLCopen mit integrierten, branchenspezifischen Reglern. Es kann hier auf die Funktionalität einer programmierbaren hydraulischen NC-Achsensteuerung zurückgegriffen werden. Für die Parametrisierung der hydraulischen Achsen wurde die Projektierungssoftware *IndraWorks* von *Bosch Rexroth AG* verwendet. Blockschaltbilder der verwendeten Kraft- bzw. Lagereger sind in **Bild 5.5** und **Bild 5.6** abgebildet.

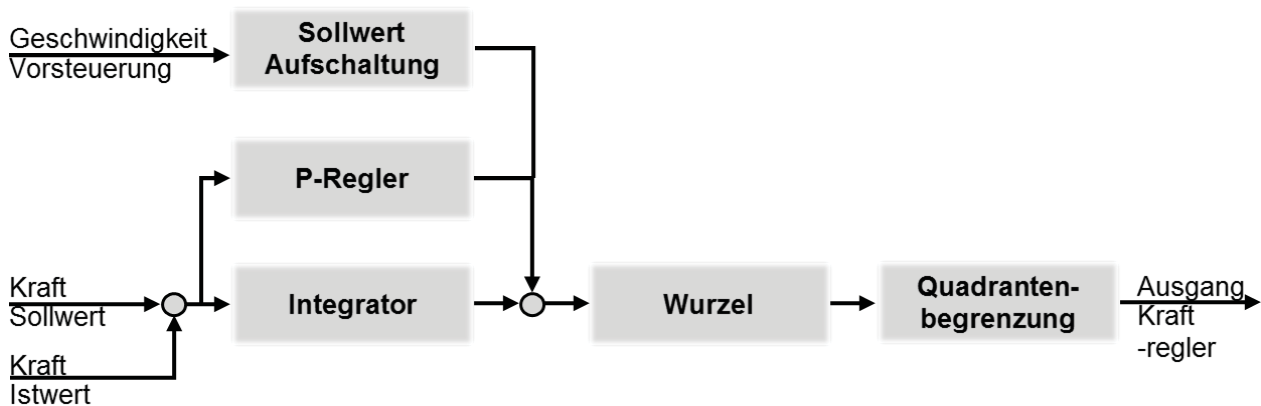


Bild 5.5: Blockschaltbild des verwendeten Kraftreglers

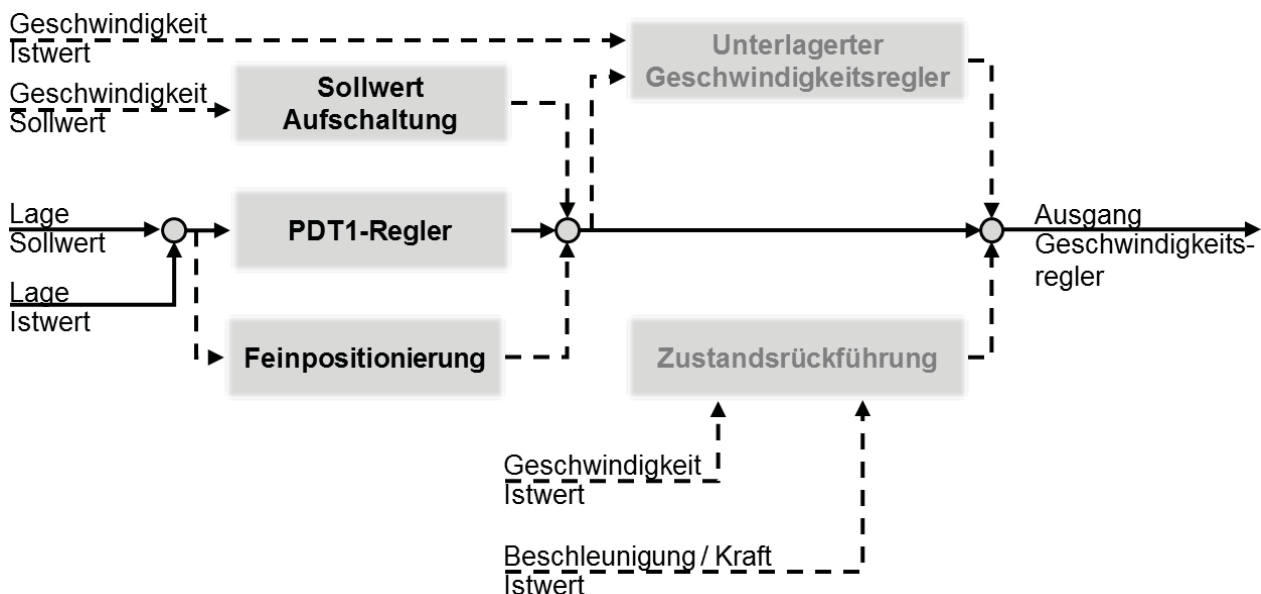


Bild 5.6: Blockschaltbild des verwendeten Lageregers

5.5 Entwicklung der Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Die gestellten Anforderungen an die Werkzeug- und Anlagentechnik (**Abschnitt 5.1**), die Analyse der benötigten Werkzeugfunktionen zum VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen (**Abschnitt 5.2**) und die Abstrahierung der Entwicklungsaufgabe (**Abschnitt 5.3**) führen zu möglichen Lösungsprinzipien für die Integration von zusätzlichen hydraulischen Achsen in Werkzeuggestelle zum kombinierten Fließpressen. Daraus folgten die konkrete Auswahl

aktorischer und sensorischer Komponenten und die Entwicklung von zwei verschiedenen Werkzeuggestellen.

5.5.1 Lösungsprinzipien für die Integration von zusätzlichen hydraulischen Achsen in Werkzeuggestelle zum kombinierten Fließpressen

Werkzeuge zur Durchführung von in dieser Arbeit betrachteten kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen auf einfachwirkenden Pressen mit Tischausstoßer beinhalten die Aktivteile Stempel, Gegenstempel und Matrize. Die Bewegung des Stempels erfolgt durch den Pressenstößel. Das Laden der Matrize erfolgt von der Stempelseite. Eine Hülse zentriert den Gegenstempel zur Matrize und dient zugleich zum Ausstoßen. Weiterhin ist die Anordnung einer relativ gegenüber dem Stößel bewegbaren Abstreiferbrücke zu berücksichtigen (entweder an der Tischplatte bzw. an der die Matrize aufnehmenden Zwischenplatte).

In den folgenden zwei Abschnitten werden Lösungsprinzipien für die Bewegung der Matrize oder des Gegenstempels mittels in Werkzeuggestellen eingebauten Hydraulikzylindern erläutert. Eine Kombination der Lösungsprinzipien führt zu Werkzeugen mit gleichzeitig bewegbarer Matrize und bewegbarem Gegenstempel.

5.5.1.1 Lösungsprinzipien für die Bewegung der Matrize

Die konzentrische Anordnung der Matrize zur Werkzeugachse ermöglicht für die Adaption der Matrize ins Werkzeuggestell die Verwendung eines Hohlkolbenzylinders oder mehrerer konventioneller Hydraulikzylinder in zur Werkzeugachse symmetrischer Anordnung. Dafür ist die Anordnung der Zylinder prinzipiell auf der tisch- oder stößelseitigen Grundplatte eines Werkzeuggestells möglich. Mit der Kolbenstange eines Hohlkolbenzylinders kann ein Gestell- bzw. Adapterteil zur Aufnahme von Matrizen direkt verbunden werden. Im letzteren Fall sind die Hydraulikzylinder symmetrisch zur Werkzeugachse anzuordnen und die Kolbenstangen mit einem zum Werkzeuggestell gehörenden Werkzeugelement zu verbinden. Der Gegenstempel ist dann fest mit der tischseitigen Grundplatte verbunden oder bewegbar nach **Abschnitt 5.5.1.2**.

Die Kombination aus der Unterscheidung nach der Verwendung eines Hohlkolbenzylinders oder mehrerer konventioneller Zylinder und der tisch- oder stößelseitigen Zylinderanordnung führt prinzipiell zu vier verschiedenen Lösungsmöglichkeiten. Bei Verwendung eines auf der stößelseitigen Grundplatte angebrachten Hohlkolbenzylinders ist allerdings die Zugänglichkeit zum Laden der Matrize und zur Entnahme des Werkstücks nicht gegeben. Außerdem kann in diesem Fall keine Abstreiferbrücke angebracht werden. Diese Variante ist daher bei der weiteren Lösungsfindung auszuschließen.

5.5.1.2 Lösungsprinzipien für die Bewegung des Gegenstempels

Um den Ausstoßer im Pressentisch nutzen zu können, darf für die Bewegung des Gegenstempels kein mit dem Pressentisch verbundener zentral angeordneter Hydraulikzylinder verwendet werden. Es bieten sich daher alternative Lösungen mit einem konzentrisch zur Werkzeugachse angeordneten Hohlkolbenzylinder oder mit mehreren symmetrisch zur Werkzeugachse angeordneten konventionellen Hydraulikzylindern an. In beiden Fällen verbindet die Gegenstempelaufnahme den Gegenstempel mit der Kolbenstange des Hohlkolbenzylinders bzw. mit den Kolbenstangen bei Verwendung mehrerer konventioneller Zylinder. Die Matrize ist fest stehend mit der tischseitigen Grundplatte verbunden oder bewegbar nach **Abschnitt 5.5.1.1**.

5.5.1.3 Sicherstellung des Gleichlaufs bei Verwendung mehrerer Hydraulikzylinder für eine Bewegungsachse

Werden mehrere Zylinder für die Bewegung der Matrize oder des Gegenstempels verwendet, ist ein Gleichlauf der Kolbenstangen zu gewährleisten. Dafür bieten sich mehrere Lösungsmöglichkeiten an:

- Mengenteiler (**Bild 5.7 a**), links oben) teilen einen Volumenstrom in mehrere kleinere Volumenströme in einem bestimmten Verhältnis, Linear-Mengenteiler in jeweils gleich große Volumenströme. Die Volumenströme teilen sich entsprechend der Flächenverhältnisse der ausgangsseitigen Kolben auf.
- Stromteiler (**Bild 5.7 b**), rechts) teilen einen Volumenstrom in mehrere gleich große Volumenströme. Der Zustrom wird von einem axial verschiebbaren Regelkolben in zwei Ströme aufgeteilt und jeweils axial daran vorbeigeleitet. Ungleiche Strömungsgeschwindigkeiten und damit verbundene unterschiedliche Drücke führen zur Auslenkung des Regelkolbens in Richtung des größeren Volumenstroms und es kommt zur selbstregelnden Angleichung der Volumenströme.
- Für die steuerungstechnische Regelung des Gleichlaufs müssen die Positionen und Drücke aller Hydraulikzylinder synchron erfasst werden. Die Volumenstromregelung für jeden Zylinder muss durch ein separates Ventil erfolgen.
- Bei einer Reihenschaltung (**Bild 5.7 c**), links unten) werden jeweils die Ringseiten von doppeltwirkenden Zylindern mit den Kolbenseiten der jeweils nachfolgenden doppeltwirkenden Zylinder verbunden. Die Kolbenseite des ersten Zylinders und die Ringseite des letzten Zylinders stellen die Anschlüsse A und B dar. Die jeweils miteinander verbundenen Druckkammern mit gleichgroßen Wirkflächen führen automatisch zu einem Gleichlauf der Zylinder.

- Bei einer mechanischen Verbindung der Kolbenstangen und einer entsprechend dimensionierten Führung fahren parallelgeschaltete Zylinder gezwungenermaßen mit derselben Geschwindigkeit.

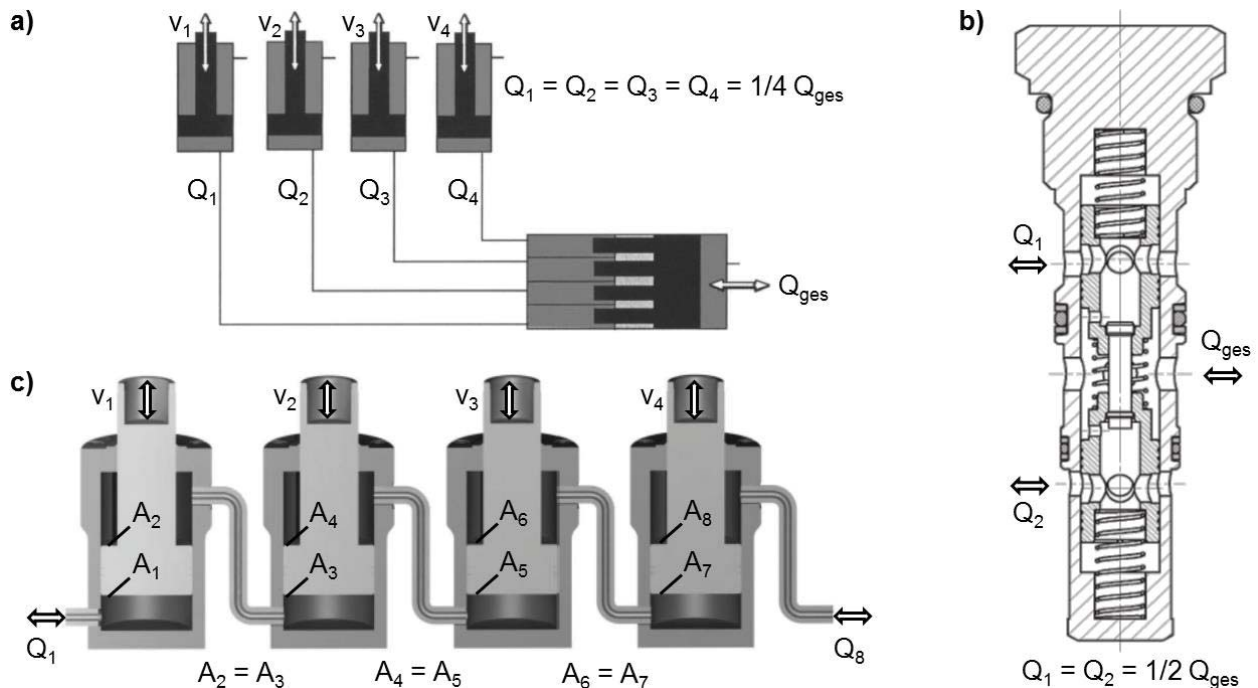


Bild 5.7: Prinzipskizzen zur Erläuterung der Funktionsweise **a)** eines Mengenteilers [Lem16], **b)** eines Stromteilers [HYD15] und **c)** einer Reihenschaltung

Jedes der vorgestellten Konzepte zur Gleichlaufregelung mehrerer Hydraulikzylinder weist Vor- und Nachteile auf. Da aufgrund der Krafteinleitung von den Zylindern in die Matrize oder in den Gegenstempel ohnehin Gestellteile und zur Positionierung der Aktivteile entsprechende Führungselemente notwendig sind, stellt das Prinzip der mechanischen Kopplung parallel geschalteter Zylinder die wirtschaftlichste Variante dar. In diesem Fall werden keine zusätzlichen hydraulischen Komponenten benötigt.

5.5.2 Werkzeuggestelle zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten

Werkzeugelementen

In diesem Abschnitt wird die Entwicklung von zwei verschiedenen Werkzeuggestellen zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen vorgestellt. Mit beiden Gestellen können die in **Abschnitt 5.2** analysierten Werkzeugfunktionen für das VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen durch Umsetzung der in **Abschnitt 5.5.1** gefundenen Lösungsprinzipien für die Integration von zusätzlichen hydraulischen Werkzeugachsen realisiert werden.

5.5.2.1 Werkzeuggestell für kombinierte Fließpressprozesse mit bewegter Matrize

Zur Durchführung von kombinierten Fließpressprozessen mit bewegter Matrize wurde das Werkzeuggestell in **Bild 5.8** gemeinsam mit der *alutec metal innovations GmbH* im Rahmen des

Forschungsprojektes „Verfahrens- und Werkzeugentwicklung zum kombinierten Fließpressen von komplexen Bauteilen aus Aluminiumwerkstoffen“ (Förderkennzeichen KF2201104LL1 der AiF) entwickelt und gebaut.

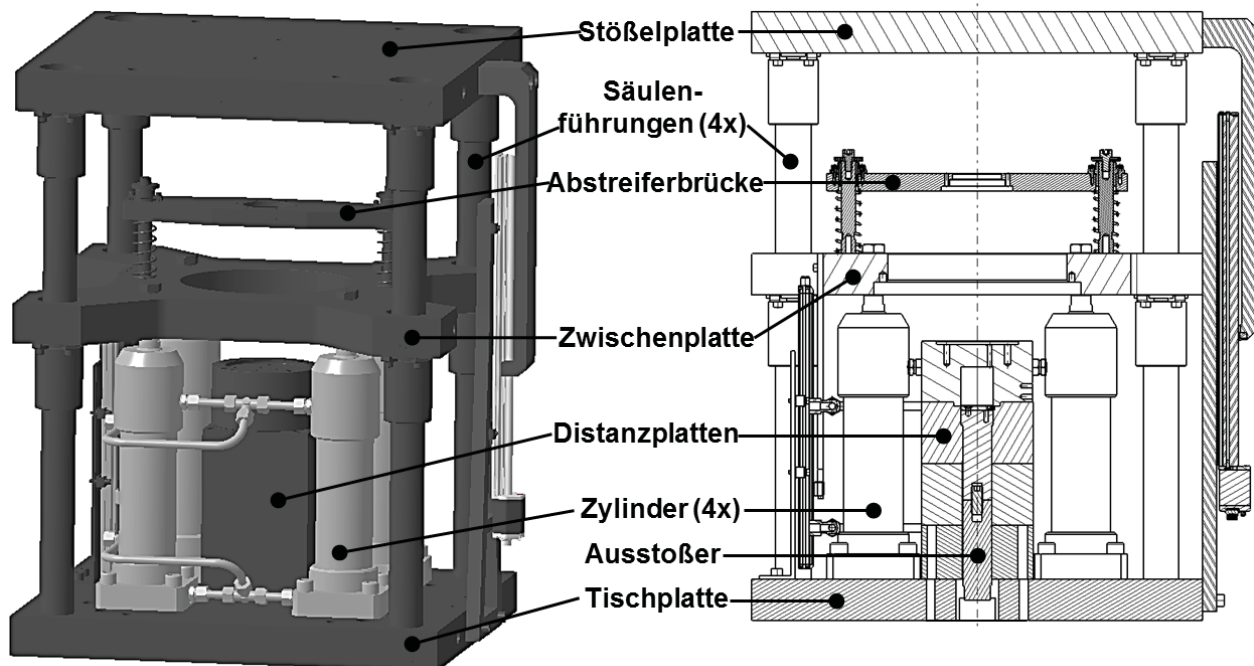


Bild 5.8: Isometrische Ansicht und Schnittdarstellung des Werkzeuggestells für kombinierte Fließpressprozesse mit bewegter Matrize

Dieses Werkzeuggestell besteht aus Tischplatte (Aufnahme des Gegenstempels über entsprechende Adapterteile), Zwischenplatte (Aufnahme der Matrize über entsprechende Adapterteile) und Stößelplatte (Aufnahme des Stempels und gegebenenfalls der Kraftmesseinrichtung über entsprechende Adapterteile). Alle drei Platten sind 58 mm dick und 630 mm x 630 mm groß. Die Zwischenplatte stützt sich auf vier auf der Tischplatte angebrachten konventionellen doppelwirkenden Zylindern (Typ Z250-105-63/32/200-206/M1/S1/S34, HEB Hydraulik-Elementebau GmbH) mit einem Hub von 200 mm ab. Bei eingefahrenen Hydraulikzylindern beträgt das Maß zwischen der Unterkante der Tischplatte und der Oberkante der Zwischenplatte 502,5 mm. Die Gesamthöhe des Werkzeuges beträgt 820 mm. Mit dem maximal zulässigen Betriebsdruck der Zylinder von 250 bar können in Summe Kräfte in Stößelbewegungsrichtung von 231 kN und entgegen der Stößelbewegungsrichtung von 312 kN aufgebracht werden. Die Stößel- und die Zwischenplatte werden zur Tischplatte über vier Säulenführungen mit einem Durchmesser von 50 mm geführt. An die Stößelplatte können Oberteile inklusive Stempel von konventionellen Fließpresswerkzeugen, wie beispielsweise von dem in **Abschnitt 4.1** verwendeten Werkzeug, angeschraubt werden. Durch die Verwendung von Adapterringen können Matrizen inklusive deren Armierung bis zu einem Außendurchmesser von 290 mm mit der Zwischenplatte verbunden werden. Die Distanzplatten gleichen zu einem gewissen Teil den Abstand zwischen der Tischplatte und der Zwischenplatte aus. In den Distanzplatten wird auch eine Verlängerung des

Pressenausstoßers geführt. Außerdem kann die oberste Distanzplatte mittels entsprechender Adapterteile mit einem Gegenstempel verbunden werden. Die technischen Daten hinsichtlich Hub und Kräften der Zwischenplattenachse des Werkzeuggestells sind in **Tabelle 5.2** zusammengefasst.

Tabelle 5.2: Technische Daten der Zwischenplattenachse des Werkzeuggestells für kombinierte Fließpressprozesse mit bewegter Matrize

Achse	Max. Hub [mm]	Max. Kraft in Stößelbewegungsrichtung [kN]	Max. Kraft entgegen Stößelbewegungsrichtung [kN]
Zwischenplatte	200	231	312

Die Istposition der Stößelplatte wird mit einem daran angebrachten magnetostriktiven Weggeber (Typ *RPM0400MD701S1G9100*, *MTS Sensor Technologie GmbH & Co. KG*) mit SSI-Schnittstelle und einer Auflösung von 0,5 µm erfasst. Zur Messung der Zwischenplattenposition wird ein magnetostriktiver Weggeber mit Analogschnittstelle und einer Auflösung von 8,75 µm verwendet. Die Signale der Weggeber werden zur Regelung der Zwischenplattenposition in Abhängigkeit zur Stößelposition verwendet. Auf eine Gleichlaufregelung der vier Zylinder wurde verzichtet, d. h. alle vier Zylinder werden über dieselben Regelventile angesteuert. Daher ist besonders darauf zu achten, dass die Ring- und Kolbenseiten der Zylinder symmetrisch verrohrt werden, um gleiche Druckverluste zwischen Ventilblock (Messstelle der Drücke) und wirkenden Zylinderflächen zu gewährleisten. Durch Austausch der Aktivteile (Stempel, Gegenstempel, Matrize, Auswerfer) und einiger Adapterteile können mit dem Werkzeuggestell verschiedenartige kombinierte Fließpressprozesse mit aktiv bewegter Matrize untersucht und unterschiedliche Fließpresswerkstücke hergestellt werden.

5.5.2.2 Modulares Gestell für kombinierte Fließpressprozesse mit zwei zusätzlichen bewegten Werkzeugelementen

Zur Durchführung von kombinierten Fließpressprozessen mit zwei zusätzlichen bewegten Werkzeugelementen wurde das modulare Gestell in **Bild 5.9** im Rahmen des Forschungsprojektes „Entwicklung eines Stoffflussregelsystems speziell für die Kaltfließpresstechnik“ (Förderkennzeichen KF2201105RU1 der AiF) entwickelt und gebaut. Es besteht aus Tischplatte, zwei Zwischenplatten und Stößelplatte. Die Tischplatte ist 80 mm dick, die Stößelplatte 50 mm und die Zwischenplatten sind 120 mm dick. Alle Platten sind 700 mm x 700 mm groß, wobei die Ecken der Zwischenplatten mit großen Radien verrundet sind, um das Gesamtgewicht des Werkzeuggestells zu verringern. Die untere Zwischenplatte stützt sich auf einem auf der Tischplatte angebrachten doppeltwirkenden Hohlkolbenzylinder (Typ *HKX 300/250/100/12/G/BL/SO*, *HZB Hydraulikzylinderbau GmbH*) mit einem Hub von 100 mm ab. Die obere Zwischenplatte stützt

sich auf vier auf der Tischplatte angebrachten konventionellen doppeltwirkenden Zylindern (Typ 250dz 125/70 x 100 FB -SO, Hahn GmbH) mit einem Hub von 100 mm ab. Bei eingefahrenen Hydraulikzylindern beträgt das Maß zwischen der Unterkante der Tischplatte und der Oberkante der unteren Zwischenplatte 635 mm bzw. der Oberkante der oberen Zwischenplatte 860 mm. Bei gleichem Hub der beiden Zwischenplattenachsen beträgt der Abstand zwischen beiden Platten also 225 mm. Das Werkzeuggestell ist insgesamt 1300 mm hoch.

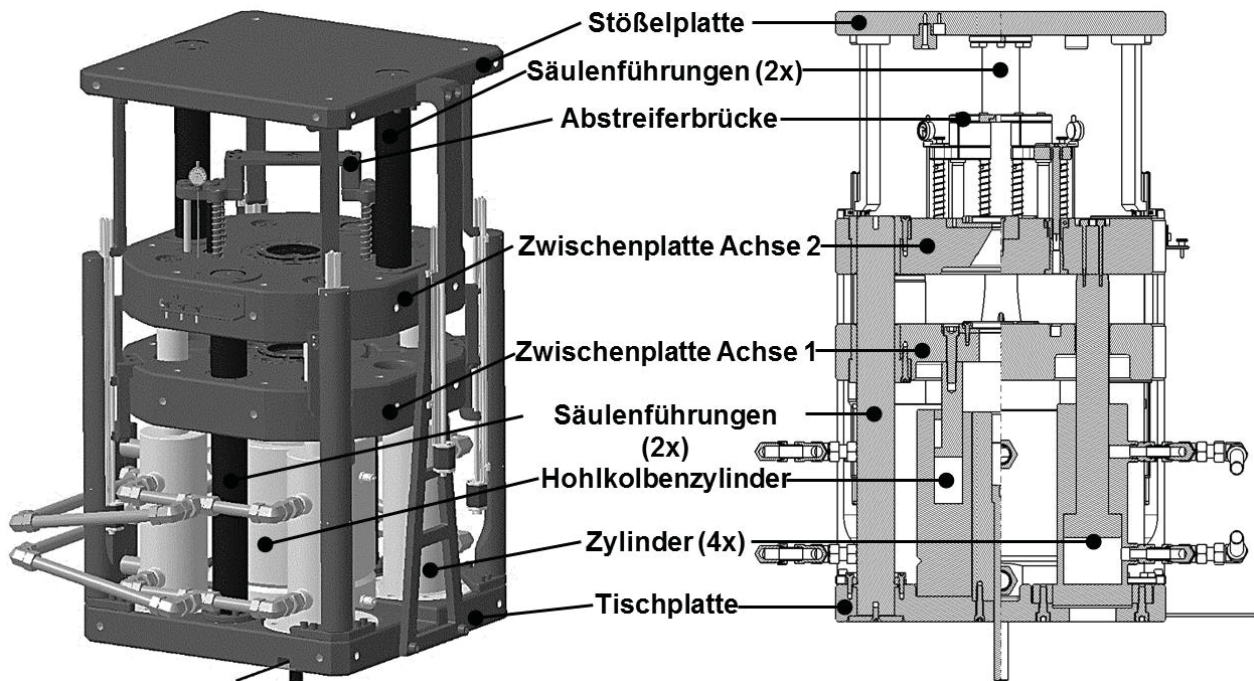


Bild 5.9: Isometrische Ansicht und Schnittdarstellung des modularen Gestells für Fließpressprozesse mit zusätzlichen bewegten Werkzeugelementen

Mit dem maximalen Betriebsdruck des Hydraulikaggregates von 280 bar können in Bewegungsrichtung des Stößels wirkende Kräfte von 605 kN (Achse 1) bzw. in Summe durch die vier konventionellen Zylinder von 943 kN (Achse 2) und entgegen der Stößelbewegungsrichtung wirkende Kräfte von 1.416 kN (Achse 1) bzw. in Summe von 1.374 kN (Achse 2) aufgebracht werden. Die obere Zwischenplatte wird zur Tischplatte und die Stößelplatte zur oberen Zwischenplatte über jeweils zwei Säulenführungen mit einem Durchmesser von 80 mm geführt. An die Stößelplatte können Oberteile inklusive Stempel von konventionellen Fließpresswerkzeugen, wie beispielsweise von dem in **Abschnitt 4.1** verwendeten Werkzeug, angeschraubt werden. Durch die Verwendung von Adapterringen und gegebenenfalls weiteren Adapterteilen mit einem Außendurchmesser von bis zu 160 mm können weitere Werkzeugelemente wie beispielsweise eine Matrize oder ein Gegenstempel mit den beiden Zwischenplatten verbunden werden. In einer im Hohlkolbenzylinder befindenden hohlen Säule wird eine Verlängerung des Pressenausstoßers geführt. An der hohlen Säule kann mittels entsprechender Adapterteile außerdem ein weiteres Werkzeugelement angeschraubt werden, wie z. B. ein Gegenstempel. Beide Zwischenplatten können unabhängig voneinander in ($v > 0$) und entgegen ($v < 0$) der Stößelbewegungsrichtung

mit unabhängig hohen Geschwindigkeiten verfahren werden oder auch fest stehen bleiben ($v = 0$) und dabei ihren Bewegungszustand beliebig oft ändern.

Je nach Parametrisierung durch die Werkzeugsteuerung (**Abschnitt 5.4**) sind grundsätzlich die in **Tabelle 5.3** aufgelisteten Relativbewegungen zwischen den beiden Zwischenplatten möglich. Die technischen Daten hinsichtlich Hub und Kräften der zusätzlichen Werkzeugachsen des Werkzeuggestells sind in **Tabelle 5.4** zusammengefasst.

Tabelle 5.3: Grundsätzlich mögliche Relativbewegungen zwischen der unteren Zwischenplatte (Achse 1, v_1) und der oberen Zwischenplatte (Achse 2, v_2) des Werkzeuggestells für kombinierte Fließpressprozesse mit zwei zusätzlichen bewegten Werkzeugelementen

		Achse 1		
		Entgegen der Stößelbewegungsrichtung	Feststehend	In Stößelbewegungsrichtung
Achse 2	Entgegen der Stößelbewegungsrichtung	$v_1 < 0$ $v_2 < 0$	$v_1 = 0$ $v_2 < 0$	$v_1 > 0$ $v_2 < 0$
	Feststehend	$v_1 < 0$ $v_2 = 0$	$v_1 = 0$ $v_2 = 0$	$v_1 > 0$ $v_2 = 0$
	In Stößelbewegungsrichtung	$v_1 < 0$ $v_2 > 0$	$v_1 = 0$ $v_2 > 0$	$v_1 > 0$ $v_2 > 0$

Tabelle 5.4: Technische Daten der Werkzeugachsen des Werkzeuggestells für kombinierte Fließpressprozesse mit zwei zusätzlichen bewegten Werkzeugelementen

Achse	Max. Hub [mm]	Max. Kraft in Stößelbewegungsrichtung [kN]	Max. Kraft entgegen Stößelbewegungsrichtung [kN]
Achse 1	100	605	1.416
Achse 2	100	943	1.374

Von der Stößelplatte wird die Istposition durch einen daran angebrachten magnetostriktiven SSI-Weggeber (Typ *RPM0400MD701S1G9100*, *MTS Sensor Technologie GmbH & Co. KG*) mit $0,5 \mu\text{m}$ Auflösung an die Steuerung übermittelt. Durch einen in den Hohlkolbenzylinder eingebauten magnetostriktiven SSI-Weggeber (Typ *RD4SD3S0100MSSI*, *MTS Sensor Technologie GmbH & Co. KG*) mit einer Auflösung von $0,5 \mu\text{m}$ und einen in einen der vier Zylinder für die Bewegung der Zwischenplatte 2 eingebauten magnetostriktiven SSI-Weggeber (Typ *BTL5-S117-M150-K-KO5*, *Balluff GmbH*) mit $2 \mu\text{m}$ Auflösung werden die Istpositionen beider Zwischenplatten gemessen. Die Signale werden zur Regelung der Achsenpositionen in Abhängigkeit von der Stößelposition verwendet. Auf eine Gleichlaufregelung der vier Zylinder von Achse 2 wurde verzichtet, d. h. alle vier Zylinder werden über dieselben Servo-Ventile angesteuert. Wiederum ist besonders darauf zu achten, dass die Ring- und Kolbenseiten der Zylinder symmetrisch verrohrt werden, um gleiche Druckverluste zwischen Ventilblock (Messstelle der

Drücke) und wirkenden Zylinderflächen zu gewährleisten. Durch Austausch von Adapter- und Aktivteilen können mit dem Werkzeuggestell aufgrund des modularen Aufbaus verschiedenartige kombinierte Fließpressprozesse mit zusätzlichen aktiv bewegten Werkzeugelementen durchgeführt und untersucht werden.

5.6 Inbetriebnahme der entwickelten Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit bewegter Matrize

Zur Durchführung von Versuchen zum VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize wurde das Werkzeuggestell aus **Bild 5.8** mit den entsprechenden Adapter- und Aktivteilen ausgerüstet (**Bild 5.10**). Bei den Adapter- und Aktivteilen wurde größtenteils auf die in **Abschnitt 4.1.1** beschriebenen Werkzeugelemente zurückgegriffen (d. h. der Bohrungsdurchmesser der armierten Matrize beträgt z. B. weiterhin 24 mm). Zunächst musste eine geeignete Prozessführung definiert werden, um den in **Abschnitt 5.2** beschriebenen Prozessablauf für das VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize zu realisieren. Das Ziel stellte dabei die Erreichung reproduzierbarer Versuchsbedingungen in Hinblick auf ein konstantes Verhältnis von Matrizengeschwindigkeit zu Stempelgeschwindigkeit β_M dar. Nur dadurch war die experimentelle Untersuchung des Einflusses der Matrizenbewegung in oder entgegen der Bewegungsrichtung des Stempels im weiteren Verlauf dieser Arbeit möglich.

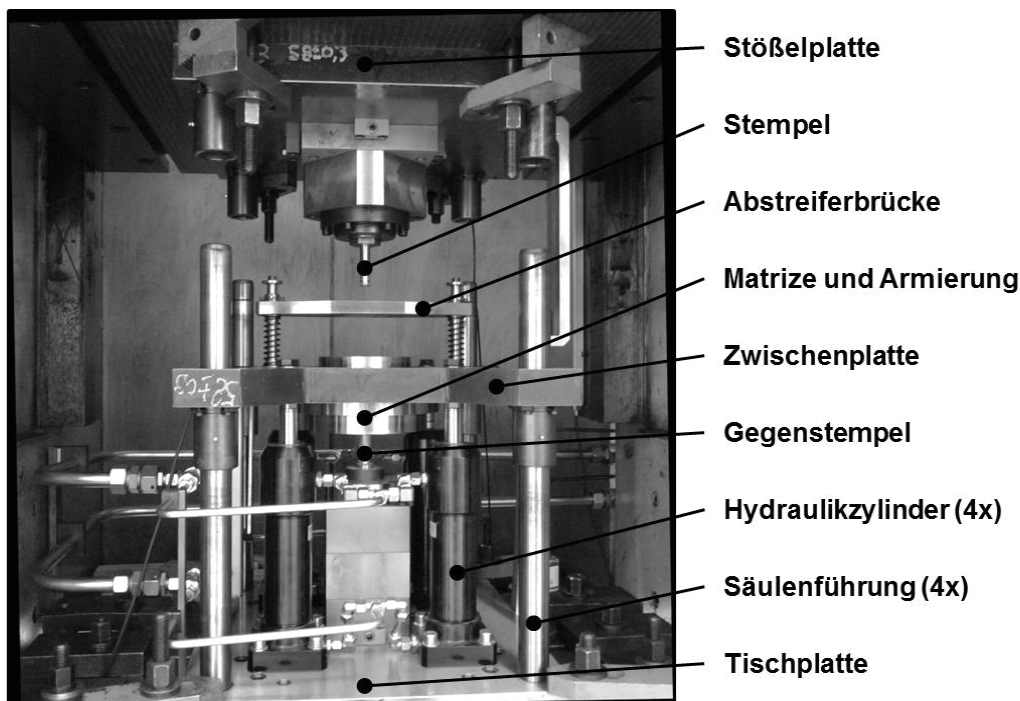


Bild 5.10: Modular aufgebautes Werkzeuggestell mit eingebauten Aktivteilen für das VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize

In **Bild 5.11** und **Bild 5.12** ist das Gesamtlayout der am *IFU* aufgebauten Anlagentechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen in einer Vorder- und einer Rückansicht zu sehen. Es besteht im Wesentlichen aus der hydraulischen Presse vom Typ

HZPUI 300/300-1300/10 00 des Herstellers *SMG* mit maximal 6.000 kN Presskraft und tisch- und stößelseitigem Auswerfermechanismus und der in **Abschnitt 5.4** vorgestellten Anlagentechnik aus Hydraulikaggregat, Steuerblock und Werkzeugsteuerung. Die Darstellungen zeigen das in die Versuchspresse eingebaute Werkzeuggestell zum kombinierten Fließpressen mit bewegter Matrize aus **Abschnitt 5.5.2.1**.



Bild 5.11: Vorderansicht der hydraulischen Versuchspresse vom Typ *HZPUI 300/300-1300/100* des Herstellers *SMG* mit eingebautem Werkzeuggestell für kombinierte Fließpressprozesse mit bewegter Matrize und des Hydraulikaggregats (1 – Bedienpult Pressensteuerung, 2 – Zweihand-Bedienung Presse, 3 – Schaltschrank und Bedienpult Werkzeugsteuerung, 4 – Steuerung Hydraulikaggregat, 5 – Hydraulikaggregat)

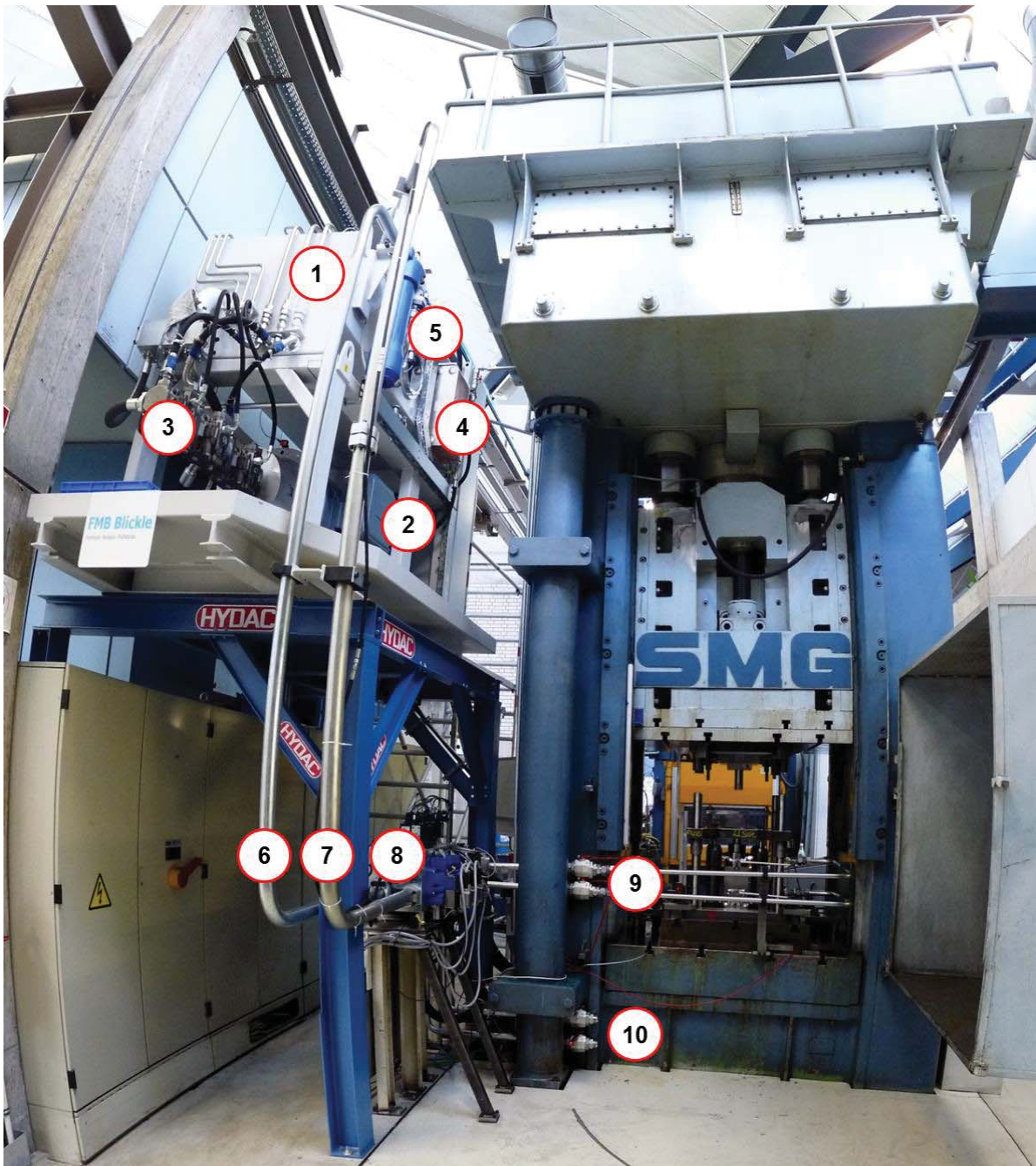
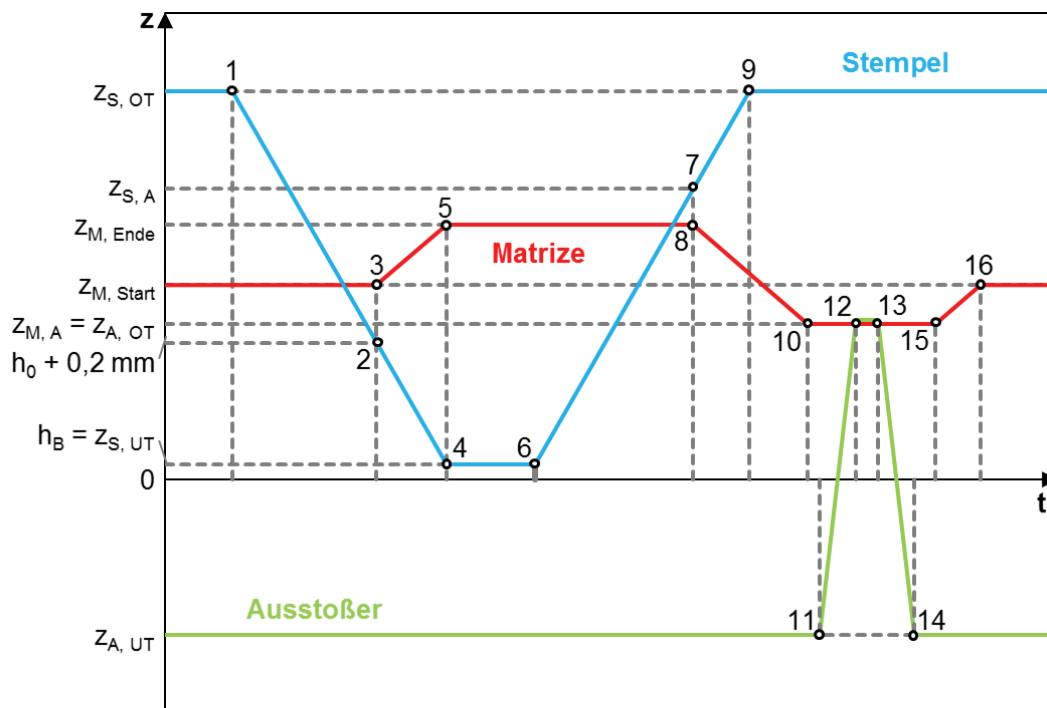


Bild 5.12: Rückansicht der hydraulischen Versuchspresse vom Typ *HZPUI 300/300-1300/100* des Herstellers *SMG* mit eingebautem Werkzeuggestell für kombinierte Fließpressprozesse mit bewegter Matrize (1 – Öltank, 2 – Motor, 3 – Pumpen, 4 – Wärmetauscher, 5 – Druckfilter, 6 – Druckleitung, 7 – Tankleitung, 8 – Steuerblock, 9 – A- und B-Leitung (Achse 1), 10 – C- und D-Leitung (Achse 2))

5.6.1 Prozessführung beim kombinierten Fließpressen mit bewegter Matrize

Besonderes Augenmerk muss bei der Verwendung von Werkzeugen mit zusätzlichen bewegten Werkzelementen der Prozessführung geschenkt werden, um Kollisionen zwischen den Werkzelementen zu vermeiden. Die blaue Kurve in **Bild 5.13** beschreibt qualitativ die Bewegung des Stempels. Die rote Kurve stellt die Bewegung der Matrize dar und die grüne die Bewegung des Ausstoßers. Dabei ist anzumerken, dass von der Seite gesehen die oberen Sichtkanten von Gegenstempel, Matrize und Ausstoßerhülse und die untere Sichtkante des Stempels im gemein-

samen Ursprung des Koordinatensystems liegen. Die Ablaufsteuerung wurde mit dem Motion-Logic-System *Rexroth IndraMotion MLC* von *Bosch Rexroth AG* realisiert.



- | | |
|---|---|
| 1 Start Stößel ab | 9 Stößel in OT |
| 2 Stempel in $h_0 + 0,2$ mm | 10 Ende Matrize in Ausstoßposition fahren |
| 3 Start Matrizenbewegung | 11 Start Ausstoßer auf |
| 4 Stößel in UT | 12 Ausstoßer in OT |
| 5 Ende Matrizenbewegung | 13 Start Ausstoßer ab |
| 6 Start Stößel auf | 14 Ausstoßer in UT |
| 7 Stempel in $z_{S, A}$ | 15 Start Matrize in Startposition fahren |
| 8 Start Matrize in Ausstoßposition fahren | 16 Ende Matrize in Startposition fahren |

Bild 5.13: Prozessführung für das kombinierte Fließpressen mit bewegter Matrize

Durch Betätigung der Zweihandbedienung der Versuchsmaschine bewegt sich der Stempel (blaue Kurve) von seiner Position im oberen Totpunkt $z_{S, OT}$ nach unten (1). Während der Inbetriebnahme hat es sich als vorteilhaft erwiesen, $0,2$ mm vor Auftreffen des Stempels auf das Rohenteil (2) die Bewegung der Matrize (rote Kurve) von der Position $z_{M, Start}$ aus zu starten (3). Sobald die Pressensteuerung detektiert, dass der Stempel seinen unteren Totpunkt $z_{S, UT}$ erreicht hat (4), stoppt die Matrizenbewegung in $z_{M, Ende}$ (5). Nachdem der Rückhub des Stempels gestartet ist (6) und der Stempel die Position $z_{S, A}$ erreicht hat, beginnt die Matrize (8) in die Position $z_{M, A}$ zu fahren (10), an der ein Ausstoßen des Werkstücks möglich ist. Währenddessen erreicht der Stempel wieder seinen oberen Totpunkt (9). Der Ausstoßer (grüne Kurve) beginnt seine Bewegung (11) zeitgesteuert, nachdem der Stempel seinen Rückhub gestartet hat (6). Durch Erreichen der Position $z_{A, OT}$ (12) wird das Werkstück aus der Matrize ausgestoßen und der Ausstoßer bewegt sich wieder nach unten (13) bis in seinen unteren Totpunkt $z_{A, UT}$ (14). Die Matrize startet ihre Bewegung (15) und fährt in ihre Ausgangsstellung $z_{M, Start}$ (16).

5.6.2 Regelung des Verhältnisses von Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit

Um den Effekt des Einflusses des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M nach **Gl. (79)** beim VV-NV-VR-NR-FP experimentell untersuchen zu können, muss β_M während des gesamten Umformprozesses möglichst konstant gehalten werden. Neben den Voraussetzungen dafür die Hardware betreffend (Auflösung der Wegmesssysteme, Taktrate der Steuerung, Kennlinien der Proportionalventile, hydraulische Versorgung) und den vorherrschenden Prozessgegebenheiten (Kraft, Höhe und Konstanz der Stößelgeschwindigkeit, Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis) spielt auch die Art und Weise der Regelung von der Matrizengeschwindigkeit eine entscheidende Rolle für die Genauigkeit von β_M .

Der Vorteil bei der direkten Regelung der tatsächlichen Matrizengeschwindigkeit v_M als β_M -faches der Stößelgeschwindigkeit v_{St} ist, dass der tatsächliche Wert von β_M immer seinem Sollwert entspricht. Dies gilt auch dann, wenn die Stößelgeschwindigkeit v_{St} während des Umformprozesses nicht konstant ist. Voraussetzung dazu ist eine gute Regelbarkeit von der Matrizengeschwindigkeit v_M . Einen großen Nachteil für die Regelbarkeit von v_M stellt jedoch die Tatsache dar, dass der mit dem zwischen Stößel und Pressentisch montierte Weggeber gemessene Stößelweg s_{St} zunächst differenziert werden müsste, um auf die tatsächliche Geschwindigkeit des Stößels v_{St} schließen zu können. Dies führt zu höheren Rechen- und Zykluszeiten der Steuerung und einer unzureichend genauen Regelung von v_M bei sich während des Umformprozessprozess- bzw. maschinenbedingt ändernden Stößelgeschwindigkeit. Als Folge davon ist auch die Regelung des Geschwindigkeitsverhältnisses β_M ungenau.

Als wesentlich besser für diese Anwendung hat es sich erwiesen, in der Steuerung die Sollposition der Matrize in Abhängigkeit von der Stempelposition zu hinterlegen (Lageregelung). Die Möglichkeit dafür ergibt sich, da das Verhältnis von Matrizengeschwindigkeit und Stempelgeschwindigkeit auch durch

$$\beta_M = \frac{v_M}{v_{St}} = \frac{\Delta s_M / \Delta t}{\Delta s_S / \Delta t} = \frac{\Delta s_M}{\Delta s_S} \quad (84)$$

berechnet werden kann und

$$\beta_M = \frac{s_M}{s_S} \quad (85)$$

ist, wenn v_M und v_{St} über dem gesamten Umformweg s_U konstant sind. Hierzu ist anzumerken, dass der zurückgelegte und messtechnisch erfasste Weg des Stößels s_{St} dem Stempelweg s_S entspricht. Zur Verdeutlichung dieses Sachverhalts dient **Bild 5.14**. Darin ist die Matrizenposition z_M in Abhängigkeit von der Stempelposition z_S für verschiedene Werte von β_M dargestellt. Wie im vorangestellten Abschnitt beschrieben, würde sich der Stößel zunächst in Richtung kleiner

Werte von z_s bewegen. Die Matrize stünde so lange in ihrer Startposition, bis sich der Stempelkopf 0,2 mm oberhalb des Rohteils befände. Die Steigung der verschiedenen Geraden entspricht jeweils dem Wert von β_M . Während des Rückhubes des Stempels würde die Matrize in ihrer Endposition stehen bleiben. Nachteil daran ist, dass bei großen Abweichungen zwischen Soll- und Istposition der Matrize während des Prozesses β_M nicht konstant ist. Dies ist bei den in dieser Arbeit durchgeführten Versuchen aber nur zu Bewegungsbeginn und -ende der Matrize der Fall, wie in **Bild 5.15** exemplarisch dargestellt.

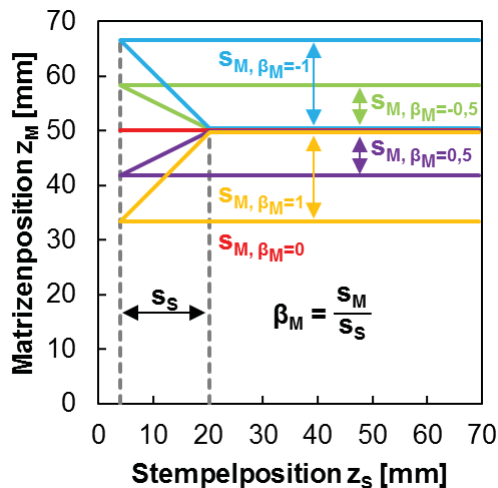


Bild 5.14: Darstellung der Matrizenposition z_M in Abhängigkeit von der Stempelposition z_s für verschiedene Werte von β_M

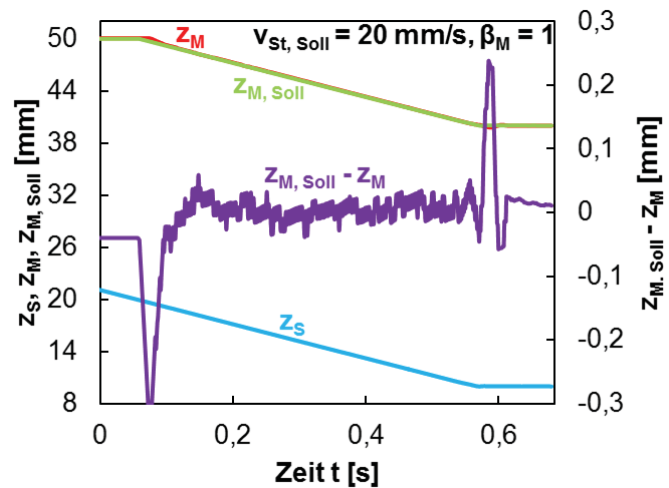


Bild 5.15: Schleppfehler der Matrize (lila Kurve) zwischen ihrer Istposition (rote Kurve) und ihrer Sollposition (grüne Kurve) während eines Umformversuchs mit $\beta_M = 1$ und $v_{\text{St}} = 20 \text{ mm/s}$

Die in **Bild 5.15** dargestellten Messkurven stammen von einem repräsentativen Umformversuch mit der bereits in **Kapitel 4** verwendeten Aluminiumlegierung EN AW 1050A zum VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize der in **Abschnitt 6.2** im Detail beschriebenen Versuchsreihe B. Dargestellt sind in Blau die Stempelposition, in Grün die Sollposition bzw. in Rot die Istposition der Matrize. Die Rohteilpräparation erfolgte nach dem in **Abschnitt 4.1.3** beschriebenen Vorgehen. Die eingestellte Stößelgeschwindigkeit v_{St} betrug 20 mm/s und das Geschwindigkeitsverhältnis β_M lag bei 1. Im Bild ist zu erkennen, dass die Matrize 0,2 mm bevor der Stempel auf das Rohteil auftrifft ihre Bewegung startete. Es entstand zunächst eine Abweichung zwischen $z_{M, \text{Soll}}$ und z_M von ungefähr 0,3 mm. Zu Beginn der Umformung (bei Auftreffen des Stempels auf das Rohteil) war der Schleppfehler aber bereits wieder ausgeglet und die Matrize bewegte sich während des gesamten Umformprozesses annähernd synchron auf ihrer Sollkurve. Der Schleppfehler betrug während der Umformung maximal 0,05 mm. Am leichtesten zu erkennen sind die beschriebenen Zusammenhänge bei Betrachtung der lila Kurve (Schleppfehler zwischen Istposition der Matrize und ihrer Sollposition). Durch das abrupte Abbremsen des Stößels durch das Auftreffen auf einen mechanischen Anschlag im unteren Totpunkt entstand ein weiterer Schleppfehler in Höhe von ca. 0,25 mm jedoch erst nach der eigentlichen Umformung.

5.7 Zwischenfazit aus der realisierten Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Im ersten Abschnitt dieses Kapitels wurden zunächst Anforderungen an die Entwicklung der Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen definiert. Ein wichtiges Entwicklungskriterium spielte dabei die Möglichkeit, kombinierte Fließpressprozesse wie dem VV-NV-VR-NR-FP mit bis zu zwei zusätzlichen Werkzeugbewegungsachsen unter seriennahen Versuchsbedingungen auf einfachwirkenden Pressen untersuchen zu können. Dies beinhaltete unter anderem die Forderung nach einer zu erreichenden Maximalkraft von 1.000 kN und einer zu erreichenden Maximalgeschwindigkeit von 100 mm/s je Werkzeugachse. Aus Gründen der Flexibilität wurde festgelegt, dass die Integration der zusätzlichen Werkzeugachsen in Form von Hydraulikzylindern zu erfolgen hat.

Die Analyse der benötigten Werkzeugfunktionen erfolgte in **Abschnitt 5.2** am Beispiel des kombinierten VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize und / oder bewegtem Gegenstempel. Es ist eine hohe Übertragbarkeit der analysierten Werkzeugfunktionen auf weitere kombinierte Fließpressprozesse mit den am Umformprozess beteiligten Aktivteilen Stempel, Matrize und Gegenstempel gegeben.

In **Abschnitt 5.3** erfolgte zunächst die Abstrahierung der Entwicklungsaufgabe. Die Beschreibung der Ein- und Ausgangsgrößen Information, Stoff und Energie sowie Funktionen der sogenannten „abstrakten Maschine“ eignete sich gut, um daraus die konkrete Entwicklungsaufgabe abzuleiten. Die entwickelte Anlage besteht im Wesentlichen aus einem Hydraulikaggregat samt Ventilblock, der Werkzeugsensorik und der dazugehörigen Werkzeugsteuerung. Die Werkzeugtechnik umfasst das eigentliche Umformwerkzeug sowie Werkzeuggestelle mit zusätzlichen hydraulischen Bewegungsachsen. Das angewendete Verfahren ist für die Entwicklung von Maschinen und Anlagen mit komplexen Wirkzusammenhängen weiterzuempfehlen.

Die eigentliche Entwicklung der Anlagentechnik ist in **Abschnitt 5.4** beschrieben. Es wurde am *IFU* ein Hydraulikaggregat aufgebaut, welches einen maximalen Volumenstrom von 460 l/min bei einem Maximaldruck von 280 bar erzeugen kann. Mittels des mit dem Aggregat verbundenen Ventilblocks können zwei separate hydraulische Werkzeugachsen gleichzeitig und unabhängig voneinander betrieben werden. Werden in den mit dem Aggregat versorgten Werkzeuggestellen Hydraulikzylinder mit Wirkflächen von mindestens 35.714 mm² verwendet, wird die geforderte Kraft von 1.000 kN erreicht. Es lassen sich durch die Verwendung von Zylindern mit größeren Flächen auch höhere Kräfte erzeugen. Dies geht dann jedoch zu Lasten der Zylindergeschwindigkeit, die dann unter 100 mm/s sinkt. Umgekehrt können schnellere Geschwindigkeiten als 100 mm/s erreicht werden, wenn die Zylinderflächen dementsprechend kleiner ausgeführt

werden. Dies hat dann geringere Maximalkräfte als 1.000 kN zur Folge. Die verwendete Werkzeugsteuerung (*MLC 45* von *Bosch Rexroth AG*) kommuniziert zum Signalaustausch zum einen mit der Steuerung der zur verwendeten Anlagentechnik gehörenden hydraulischen Presse mit einer maximalen Presskraft von 6.000 kN. Zum anderen findet eine Kommunikation mit der Steuerung des Hydraulikaggregates und den verwendeten Regelventilen statt. Mittels einer GUI kann die Ablaufsteuerung des zu untersuchenden Umformprozesses parametrisiert werden. Es können sowohl die Lage als auch die Kraft der zusätzlichen Werkzeugachsen geregelt werden, wodurch eine größtmögliche Flexibilität für die Verwendung der Anlage für verschiedenartige Umformprozesse mit mehreren Werkzeugbewegungsachsen gegeben ist. Mehr als zwei zusätzliche hydraulische Werkzeugachsen können mit der entwickelten Anlagentechnik jedoch nicht betrieben werden. Sollte dies zur Untersuchung bestimmter Umformprozesse notwendig sein, wären umfangreiche Umbauarbeiten am Hydrauliksystem notwendig, insbesondere am Ventilblock.

Es wurden am *IFU* verschiedene Werkzeuggestelle aufgebaut, um damit kombinierte Fließpressprozesse bzw. allgemeiner formuliert Umformprozesse mit mehreren bewegten Werkzeugachsen experimentell untersuchen zu können. Die Entwicklung von zwei dieser Werkzeuggestelle ist in **Abschnitt 5.5** beschrieben. Mit beiden Werkzeuggestellen ist es mithilfe von entsprechenden Adapterteilen prinzipiell möglich, konventionelle Umformwerkzeuge zur Durchführung von experimentellen Untersuchungen wie z. B. zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen zu verwenden. Das eine Werkzeuggestell beinhaltet eine zusätzliche Werkzeugachse mit einem maximalen Hub von 200 mm und eignet sich durch seinen Aufbau insbesondere für Umformprozesse mit bewegter Matrize. Die maximalen Kräfte der zusätzlichen Werkzeugachse liegen bei 231 kN in Richtung der Stößelbewegung wirkend bzw. bei 312 kN und Wirkung entgegen der Bewegungsrichtung des Stößels. Das zweite Werkzeuggestell beinhaltet zwei übereinander angeordnete und in Richtung des Pressenstößels bewegbare Achsen mit einem Hub von jeweils maximal 100 mm. Die untere Werkzeugachse überträgt maximal Kräfte in Höhe von 605 kN (in Stößelbewegungsrichtung) bzw. 1.416 kN (entgegen der Stößelbewegungsrichtung). Für die obere Werkzeugachse liegen die Kräfte bei 943 kN (in Stößelbewegungsrichtung) und 1.375 kN (entgegen der Stößelbewegungsrichtung).

Erste Erfahrungen zum Betriebsverhalten der Anlage konnten bei der Inbetriebnahme des Gesamtsystems zur Durchführung des VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit bewegter Matrize gewonnen werden. Die Maximalkräfte des dabei verwendeten Werkzeuggestells mit einer zusätzlichen Werkzeugachse sind ausreichend hoch für die Übertragung der auf die Matrize wirkenden Kräfte. Die Bewegung der Matrize kann ausreichend genau geregelt werden, da anstelle einer Geschwindigkeitsregelung eine Lageregelung verwen-

det wurde. Die dabei vorgenommene Reglerparametrisierung kann in den meisten Fällen nicht für weitere Umformprozesse mit anderen kinematischen Verhältnissen bzw. Kräften (z. B. prozess- oder werkstoffbedingt) verwendet werden. Eine Veränderung der Reglereinstellungen wird somit bei der Verwendung der Anlage für andere als den beschriebenen Umformprozess bzw. andere als den verwendeten Umformwerkstoff in den meisten Fällen notwendig sein.

Am *IFU* wurde zudem ein weiteres Werkzeuggestell mit einer zusätzlichen hydraulischen zentralen Werkzeugachse aufgebaut, welches in [Lie14a, Sch15] beschrieben ist. Dort finden sich weitere Erfahrungen zum Betrieb der in diesem Kapitel beschriebenen Anlagentechnik und auch Ergebnisse bei der Verwendung des in der genannten Veröffentlichung beschriebenen Werkzeuggestells zur Erweiterung der Verfahrensgrenzen beim NR-FP mit mitbewegtem Gegenstempel.

Als Fazit aus den durchgeführten Arbeiten und erzielten Ergebnissen in diesem Kapitel kann festgehalten werden, dass durch Entwicklung, Aufbau und Inbetriebnahme einer geeigneten Anlagen- und Werkzeugtechnik die Voraussetzung dafür geschaffen wurde, kombinierte Fließpressverfahren wie beispielsweise das VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Fertigungsbedingungen experimentell untersuchen zu können. Weiterhin können die beschriebenen Arbeiten dieses Kapitels und die Erfahrungen aus der Inbetriebnahme als Anhaltspunkt für die Entwicklung einer ähnlichen und ebenfalls modularen Anlagen- und Werkzeugtechnik zur Durchführung von Umformprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen an anderer Stelle genutzt werden.

6 Untersuchungen zum Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Ziel dieses Kapitels stellt die Beantwortung der Fragestellung dar, welche Prozessparameter den Werkstofffluss beim VV-NV-VR-NR-FP (Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen) der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit mehreren bewegten Werkzeugelementen in welcher Weise beeinflussen. Der Inhalt dieses Kapitels umfasst die Durchführung von Untersuchungen zu diesem Umformprozess in numerischer und experimenteller Form.

Zur systematischen Untersuchung des Einflusses verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss beim VV-NV-VR-NR-FP mit zusätzlich zum Stempel bewegter Matrize und bewegtem Gegenstempel wurde zunächst eine stochastische Prozesssimulation durchgeführt. Der Werkstofffluss wird dabei anhand der charakteristischen Werkstückabmessungen obere Napftiefe h_{oN} , obere Zapfenlänge h_{oZ} , untere Napftiefe h_{uN} und untere Zapfenlänge h_{uZ} bei verbleibender Werkstückbodendicke h_B bewertet (**Bild 6.1 a**).

In Ergänzung zur stochastischen Prozesssimulation wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen des VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize mit der in **Kapitel 5** vorgestellten Anlagen- und Werkzeugtechnik durchgeführt. Die Auswertung der Effekte auf den Werkstofffluss erfolgt bei den experimentellen Untersuchungen anhand der gleichen geometrischen Größen wie bei den simulativen Untersuchungen, siehe (**Bild 6.1 b**).

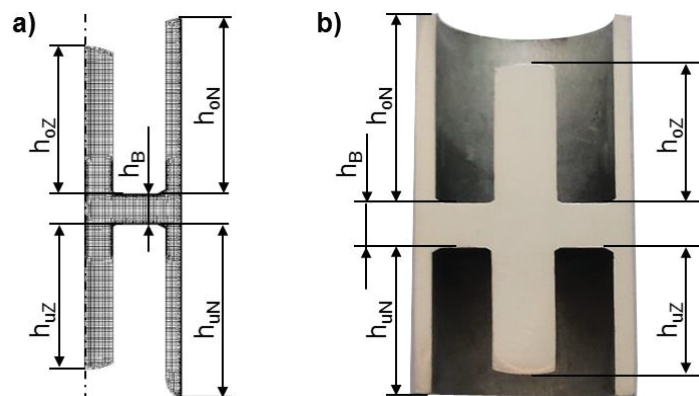


Bild 6.1: Durch VV-NV-VR-NR-FP gefertigtes Werkstück (**a**) Simulation, **b**) Experiment) mit den charakteristischen geometrischen Größen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} zur Erfassung von Effekten auf den Werkstofffluss bei verbleibender Werkstückbodendicke h_B

Das verwendete Simulationsmodell wurde anschließend anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen und dazu korrespondierenden Simulationsrechnungen verifiziert. Am Ende dieses Kapitels werden schließlich die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen und der durchgeführten Simulationsrechnungen zusammengefasst und miteinander verglichen.

6.1 Stochastische Prozesssimulation des Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressens mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Für eine stochastische Simulation des VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen ist es zunächst notwendig, den zu untersuchenden Parameterraum zu definieren (ähnlich zu dem zur Sensitivitätsanalyse in **Abschnitt 4.3** beschriebenen Vorgehen) und ein parametrisiertes Simulationsmodell aufzubauen. Durch die durchgängige Verwendung der Softwarepakete *simufact.forming*, *optiSlang* und *MATLAB* in dieser Arbeit konnte bei der Ablaufautomatisierung auf die bereits programmierten Schnittstellen (siehe **Abschnitt 4.3.4**) zurückgegriffen werden.

6.1.1 Versuchsplanung

Es wurden vor allem diejenigen Modellparameter in die Untersuchung einbezogen, von denen aus dem vorliegenden Stand der Technik zu erwarten ist, dass durch sie der Werkstofffluss durch die vier vorhandenen Ausflussöffnungen und damit die Ausbildung der oberen und unteren Napftiefen sowie der oberen unteren Zapfenlängen beeinflusst wird. Dies sind in erster Linie die tribologischen Modellparameter μ und m , auf welche durch die Wahl des Schmierstoffsystems gezielt Einfluss genommen werden kann, und die kinematischen Verhältnisse zwischen Stößel und Matrize β_M sowie Stößel und Gegenstempel β_G . Dadurch, dass sich die Länge eines Fließbundes nicht auf die Geometrie des mit dem jeweiligen Stempel erzeugten Werkstücks abbildet, spielen die jeweils innen und außen liegenden Fließbunde von Stempel (h_{Si} und h_{Sa}) und Gegenstempel (h_{Gi} und h_{Ga}) eine Rolle bei der Untersuchung, ob über deren jeweilige Länge Einfluss auf den Werkstofffluss des untersuchten Prozesses genommen werden kann. Weitere in die simulative Untersuchung mit einbezogene Größen sind die Stößelgeschwindigkeit v_{St} , die Rohteilhöhe h_0 sowie als weitere Eigenschaft des tribologischen Systems der Wärmeübergangskoeffizient α . Die Modellierung des Umformwerkstoffs EN AW 1050A erfolgte mithilfe von **Gl. (17)** und der in **Kapitel 4** identifizierten Modellparametern (**Tabelle 4.21**, Modellparameter x_1 bis x_7).

Wie auch in **Kapitel 4** wurden das stochastische Sampling und die statistische Auswertung der Systemantworten in diesem Abschnitt der Arbeit mit der Software *optiSlang* (Version 3.2.3) durchgeführt. Für das Sampling kam wie auch bei der Sensitivitätsanalyse in **Abschnitt 4.3** die Methode „Advanced latin hypercube sampling“ zur Anwendung.

Die den Modellparametern zugewiesenen Grenz- und Referenzwerte sind in **Tabelle 6.1** genannt. Die bei der inversen Parameteridentifizierung in **Kapitel 4** erzielten Ergebnisse für den Schmierstoff Zink-Stearat wurden als Referenzwerte für die tribologischen Modellparameter μ

und m übernommen. Die untere Grenze beträgt jeweils 0,0001. Die obere Grenze weist jeweils denselben Abstand zum Referenzwert auf wie die entsprechende untere Grenze zum Referenzwert. Die Stößelgeschwindigkeit wurde im für das kombinierte Fließpressen von geometrisch ähnlichen zu den hier betrachteten Aluminiumwerkstücken üblichen Bereich zwischen 5 mm/s und 25 mm/s gewählt. Die Matrize durfte sich dabei in und entgegen der Stempelbewegungsrichtung mit einer Geschwindigkeit in Höhe der Stößelgeschwindigkeit bewegen. Der Gegenstempel durfte sich mit maximal derselben Geschwindigkeit wie der Stempel entgegen der Stempelbewegungsrichtung bewegen. In Stempelbewegungsrichtung war die Gegenstempelgeschwindigkeit auf die Hälfte der Stößelgeschwindigkeit beschränkt. Eine im Verhältnis größere Gegenstempelgeschwindigkeit in Stempelbewegungsrichtung hätte sonst eine zu geringe Relativgeschwindigkeit zwischen Stempel und Gegenstempel und damit zu lange Stempelwege zur Folge. Die Fließbundlängen wurden jeweils im Bereich zwischen 1 mm und 3 mm und die Rohteilhöhe im Bereich von 18 mm bis 22 mm variiert. Der Referenzwert des Wärmeübergangskoeffizienten entspricht dem Mittelwert der invers identifizierten Werte für die Schmierstoffe Zink-Stearat und *Gardolube 6051*. Die untere und obere Grenze ergeben sich durch Subtraktion bzw. Addition von jeweils einem Drittel des Referenzwertes.

Tabelle 6.1: Referenzwerte und Grenzen der im Zuge der stochastischen Prozesssimulation variablen Modellparameter

Modellparameter	untere Grenze	Referenzwert	obere Grenze
μ [-]	0,0001	0,0242	0,0483
m [-]	0,0001	0,1364	0,2727
v_{St} [mm/s]	5	15	25
β_M [-]	-1	0	1
β_G [-]	-1	0	0,5
h_{Si} [mm]	1	1	3
h_{Sa} [mm]	1	1	3
h_{Gi} [mm]	1	1	3
h_{Ga} [mm]	1	1	3
h_0 [mm]	18	20	22
α [W/(m ² ·K)]	45.060	67.590	90.120

6.1.2 Simulationsmodell

Das verwendete Modell für die Simulation des VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen (**Bild 6.2 a**) baut auf den in **Abschnitt 4.2** beschriebenen Simulationsmodellen auf, so dass im Folgenden nur auf Unterschiede zu den bereits beschriebenen Modellen eingegangen wird. Die für den Umformprozess benötigten Aktivteile (Stempel, Gegenstempel und Matrize mit Armierung) entsprechen hinsichtlich der Durchmesser den in den Experimenten (**Abschnitt 6.2**) verwendeten Werkzeugelementen und sind als elastische Körper modelliert.

Die Fließbundlängen des Stempels h_{sa} und h_{si} (**Bild 6.2 b**) und des Gegenstempels h_{Ga} und h_{Gi} sind variable Größen des Simulationsmodells. Der Rohsteildurchmesser d_0 beträgt in allen Simulationsrechnungen 23,9 mm. Die Stößelgeschwindigkeit v_{st} , die Matrizengeschwindigkeit v_M und die Gegenstempelgeschwindigkeit v_G werden über starre Körper auf die entsprechenden Aktivteile aufgebracht. Während der Stempel immer eine entgegen der z-Achse gerichtete Bewegung erfährt, wird zugelassen, dass sich die Matrize und der Gegenstempel unabhängig voneinander in oder entgegen der Stempelbewegungsrichtung bewegen dürfen. Die Matrizengeschwindigkeit und die Gegenstempelgeschwindigkeit werden durch die Geschwindigkeitsverhältnisse β_M (**Gl. (79)**) und β_G (**Gl. (80)**) jeweils als Vielfaches der Stößelgeschwindigkeit beschrieben.

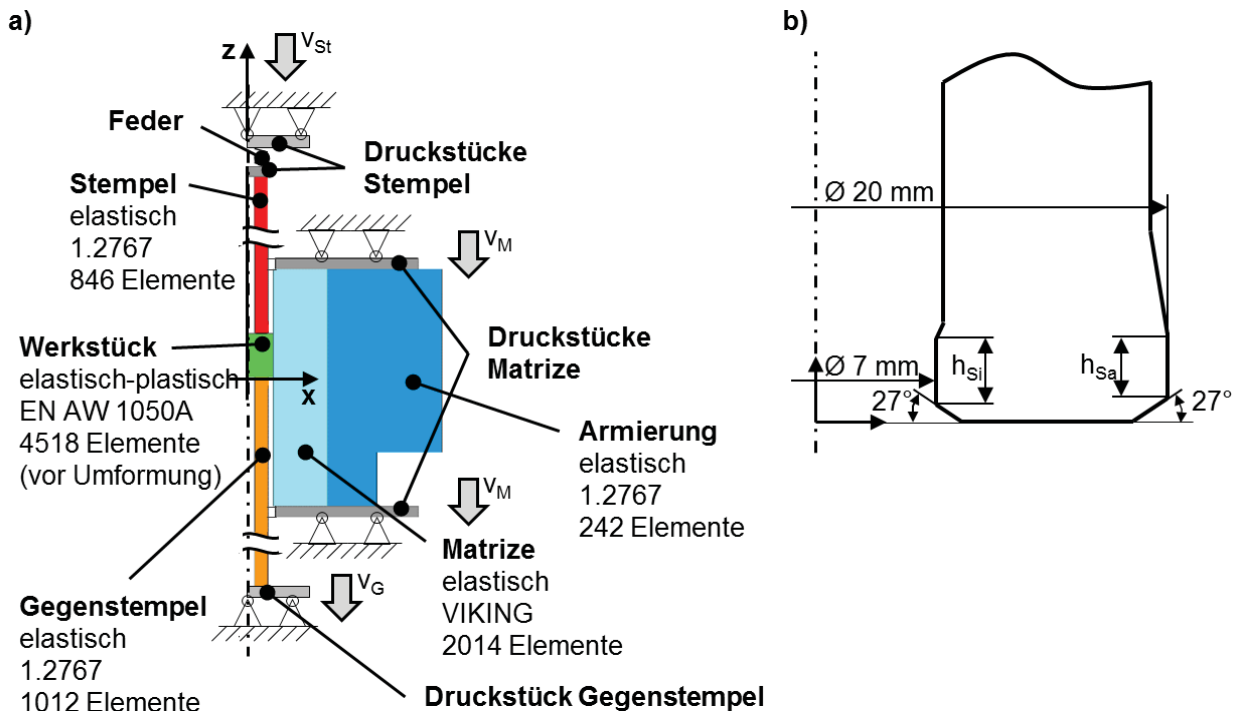


Bild 6.2: a) Aufbau des Modells zur stochastischen Simulation des VV-NV-VR-NR-FP mit *simufact.forming* mit Angabe der Elementanzahl des Werkstücknetzes vor der Umformung und der Netze der am Prozess beteiligten Aktivteile und b) bemaßte Stempelkontur

Die Netze für alle nicht starren Objekte wie beispielsweise die Matrize wurden mit dem in *simufact.forming* zur Verfügung stehenden Quadtree-Vernetzer erzeugt. Die erweiterten Vernetzungsparameter aller zum Modell gehörenden, nicht starren Objekte sind die in **Tabelle 4.4** und die Vernetzungsparameter der zum Modell gehörenden, nicht starren Objekte die in **Tabelle 6.2** genannten. Die vorgenommenen Einstellungen der erweiterten Vernetzungsparameter der Verfeinerungsboxen der zum Modell gehörenden, nicht starren Objekte sind in **Tabelle 6.3** aufgelistet. Als Hub des Stößels ist in den in diesem Kapitel verwendeten Simulationsmodellen ein Wert von $s_{st} = 17$ mm eingestellt. Die Bestimmung der jeweiligen Werkstückgeometrie während der Umformung erfolgt auch hier durch ins Werkstückmodell eingefügte Oberflächenpartikel

(Bild 6.3). Zur Bestimmung der Tiefen der Näpfe h_{oN} und h_{uN} und Längen der Zapfen h_{oZ} und h_{uZ} in Abhängigkeit von der Werkstückbodendicke h_B gelten **Gl. (86)** bis **Gl. (95)**.

Tabelle 6.2: Vernetzungsparameter der zum Modell für die Simulation des VV-NV-VR-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte

Element	Kantenlänge	Elemente	Vernetzer	Elementtyp	Verfeinerungsboxen
Werkstück	0,5 mm	4518	Quadtree	Quads (10)	5
Matrize	4 mm	2014	Quadtree	Quads (10)	1
Armierung	4 mm	242	Quadtree	Quads (10)	-
Stempel	2 mm	846	Quadtree	Quads (10)	2
Gegenstempel	2 mm	1012	Quadtree	Quads (10)	2

Tabelle 6.3: Erweiterte Vernetzungsparameter der Verfeinerungsboxen der zum Modell für die Simulation des VV-NV-VR-NR-FP gehörenden, nicht starren Objekte (V: Verfeinerung; K: Kontur)

Element	Box	Typ	Stufe	x_1 [mm]	z_1 [mm]	x_2 [mm]	z_2 [mm]	Referenz
Werkstück	1	V	1	0	$-4 + h_0$	12,5	$96 + h_0$	Stempel
Werkstück	2	K	3	11,75	-96	12,5	$96 + h_0$	-
Werkstück	3	V	1	0	-96	12,5	4	Gegenstempel
Werkstück	4	K	3	0	$-0,25 + h_0$	11,75	$4 + h_0$	Stempel
Werkstück	5	K	3	0	-4	11,75	0,25	Gegenstempel
Matrize	1	V	4	11,8	-96	12,5	96	-
Stempel	1	V	2	0	$-1 + h_0$	12,5	$6 + h_0$	-
Stempel	2	K	4	1	$-1 + h_0$	12,5	$4 + h_0$	-
Gegenstempel	1	V	2	0	-6	12,5	1	-
Gegenstempel	2	K	4	0	-0,25	1	1	-

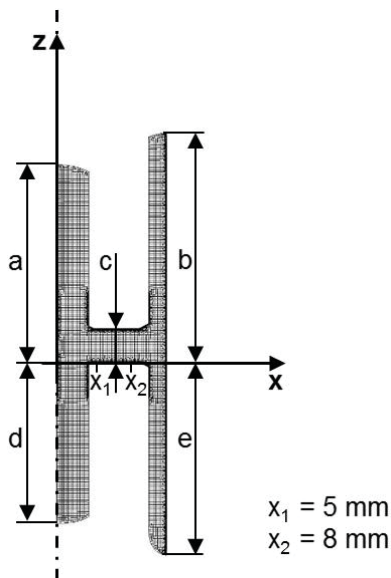


Bild 6.3: Bestimmung der Werkstücklängen h_{oZ} , h_{oN} , h_{uN} , h_{uZ} und h_B mit den Hilfsgrößen a-e

$$a = \max z, \text{ für } x \leq x_1 \quad (86)$$

$$b = \max z, \text{ für } x \geq x_2 \quad (87)$$

$$c = \max z, \text{ für } x_1 \leq x \leq x_2 \quad (88)$$

$$d = |\min z|, \text{ für } x \leq x_1 \quad (89)$$

$$e = |\min z|, \text{ für } x \geq x_2 \quad (90)$$

$$h_{oZ} = a - c \quad (91)$$

$$h_{oN} = b - c \quad (92)$$

$$h_{uZ} = d \quad (93)$$

$$h_{uN} = e \quad (94)$$

$$h_B = c \cdot \left(1 + \frac{F_S}{d_M^2 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot E} \right) \quad (95)$$

6.1.3 Ergebnisse

Die automatisierte Berechnung eines Designs nach dem anderen erfolgte nach dem in **Abschnitt 4.3.4** beschriebenen Ablauf. Die Auswertung des Werkstoffflusses, hier in Form der jeweiligen Tiefen der oberen und unteren Näpfe sowie der Längen der oberen und unteren Zapfen, erfolgte bei allen Simulationsrechnungen bei einem Umformweg von $s_U = 16$ mm und aufgrund unterschiedlicher Rohteilhöhen bei verschiedenen verbleibenden Restbodendicken h_B . Die Berechnung weiterer Designs wurde manuell gestoppt, nachdem 422 Designs erfolgreich berechnet waren. Die linearen (**Bild 6.4**) und quadratischen (**Bild 6.5**) Korrelationen zwischen den Eingangsparametern in Höhe von ungefähr Null dienten dabei als das Kriterium, die Simulationsrechnungen zu stoppen.

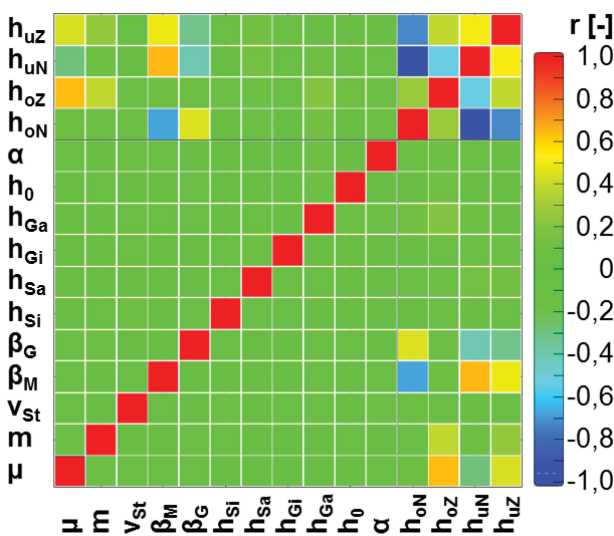


Bild 6.4: Lineare Korrelationsmatrix (Eingangs- und Ausgangsgrößen) der stochastischen Prozesssimulation des VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen mit einer Designanzahl von 422

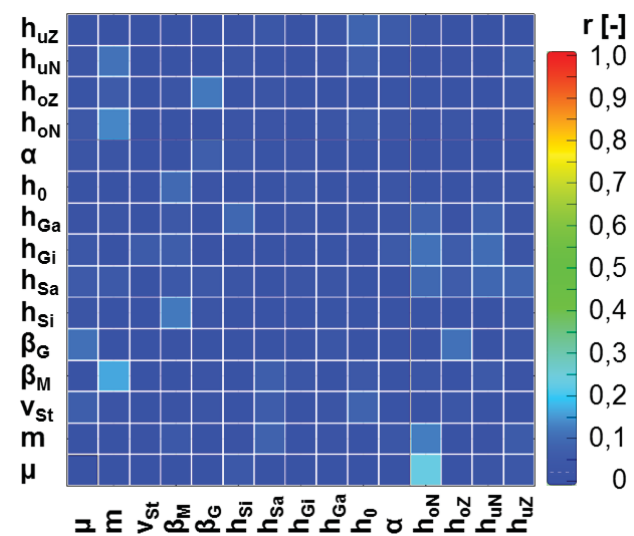


Bild 6.5: Quadratische Korrelationsmatrix (Eingangs- und Ausgangsgrößen) der stochastischen Prozesssimulation des VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen mit einer Designanzahl von 422

Die Auswertung der Daten erfolgte mittels eines mit *optiSlang* generierten MOP („Metamodel of Optimal Prognosis“). Die Aufteilung der Gesamtanzahl von 422 Designs erfolgte dabei im Verhältnis 2:1 auf 282 Stützpunkte („Support points“) und 140 Testpunkte („Test points“). Die Stützpunkte dienen dabei dazu, das MOP zu erzeugen. Die Testpunkte werden verwendet, um die Prognosefähigkeit des erzeugten MOP zu testen. Die weiteren Einstellungen für die Generierung des MOP finden sich in **Anhang S**.

Zwischen der oberen Zapfenlänge h_{oZ} und der oberen Napftiefe h_{oN} besteht nur eine geringe positive lineare Korrelation mit einem Koeffizienten von $r = 0,264$, wie in **Bild 6.6** dargestellt ist (oben links). Dies bedeutet, dass die Länge des oberen Zapfens nahezu unabhängig von der Tiefe des oberen Napfes ist. Die sehr hohen negativen Korrelationen von $r = -0,958$ zwischen h_{uN} und h_{oN} (oben Mitte) bzw. von $r = -0,715$ zwischen h_{uZ} und h_{oN} (oben rechts) bedeuten, dass Werk-

stücke mit großen unteren Napftiefen oder langen unteren Zapfen nur bei gleichzeitig geringen oberen Napftiefen und umgekehrt hergestellt werden können. Die Korrelationskoeffizienten zwischen den Ergebnisgrößen h_{uN} und h_{oZ} ($r = -0,518$, unten links), h_{uZ} und h_{oZ} ($r = 0,380$, unten Mitte) sowie h_{uZ} und h_{oN} ($r = 0,495$, unten rechts) lassen weitere Tendenzen erkennen: Je größer die obere Zapfenlänge ist, desto eher weist die untere Napftiefe kleinere Werte und die untere Zapfenlänge größere Werte auf. Weiterhin ist der untere Zapfen eher lang, insofern der untere Napf tief ist. Die linearen und quadratischen Korrelationen zwischen den Ausgangsgrößen sind im Übrigen auch Bestandteile der Korrelationsmatrizen in **Bild 6.4** und **Bild 6.5**.

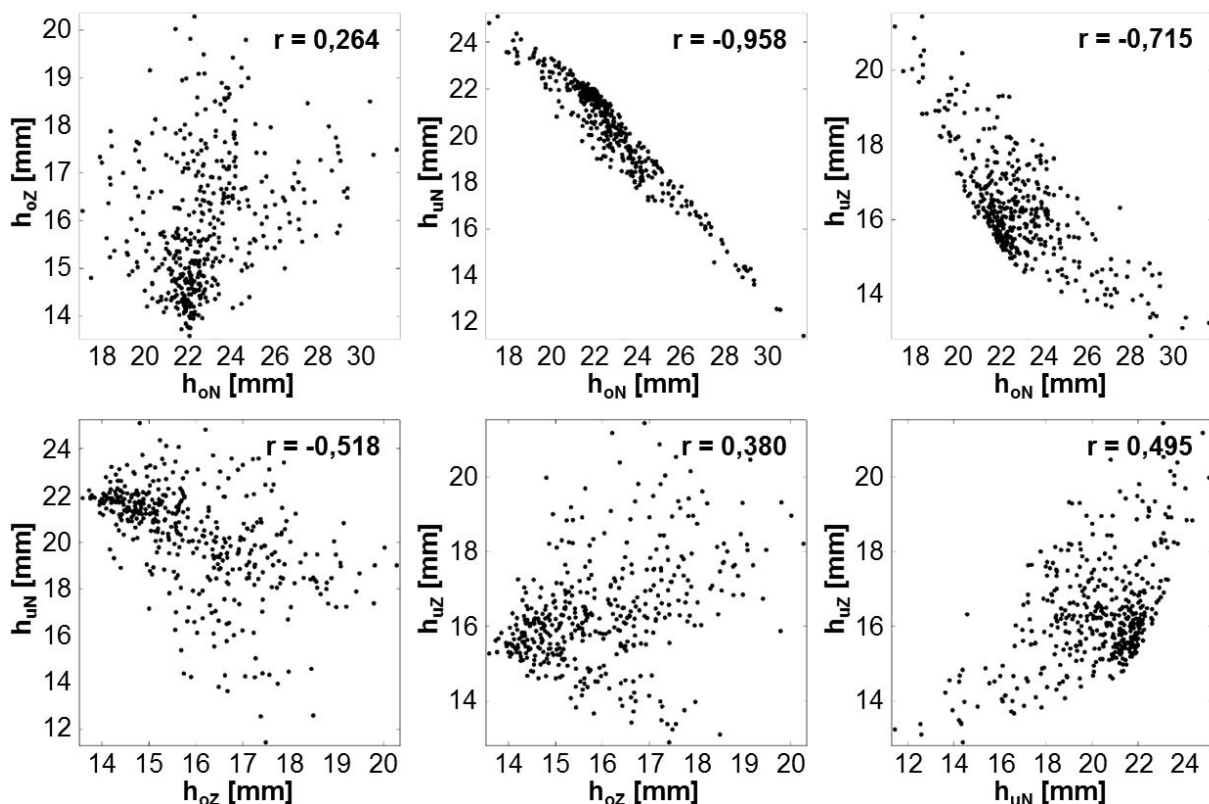


Bild 6.6: Darstellung der mit der stochastischen Prozesssimulation ermittelten Zusammenhänge zwischen den Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} mit Angabe der jeweiligen linearen Korrelationskoeffizienten nach 422 Simulationsrechnungen

Die ermittelten hohen CoP-Werte zwischen 87 % und 91 % zeugen von einer guten Prognosefähigkeit des MOP für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} . Aus **Bild 6.7** geht hervor, dass der Werkstofffluss in den oberen Napf in erster Linie von der Werkzeugkinematik, also von den Geschwindigkeitsfaktoren β_M und β_G , abhängt. Doch auch die tribologischen Parameter μ und m sowie die Länge des äußeren Fließbundes des Gegenstempels leisten einen nicht zu vernachlässigbaren Beitrag zur Prognosefähigkeit des MOP für h_{oN} . Die Größe h_{oZ} hängt dagegen vielmehr von den tribologischen Parametern und in geringerem Maße von der Werkzeugkinematik ab (**Bild 6.8**). Der Werkstofffluss in den unteren Napf (**Bild 6.9**) hängt von denselben Parametern in der gleichen Reihenfolge ab wie der Werkstofffluss in den oberen Napf. Die Größen μ , m und h_{Ga} spielen dabei eine größere Rolle als beim Werkstofffluss in den oberen Napf. Die untere

Zapfenlänge wird von kinematischen und tribologischen Parametern in ähnlichem Maße beeinflusst, wie aus **Bild 6.10** hervorgeht. Eine detailliertere Betrachtung der Einflüsse der verschiedenen variierten Parameter auf den Werkstofffluss in die einzelnen Werkstückbereiche folgt in den nächsten Abschnitten dieses Kapitels.

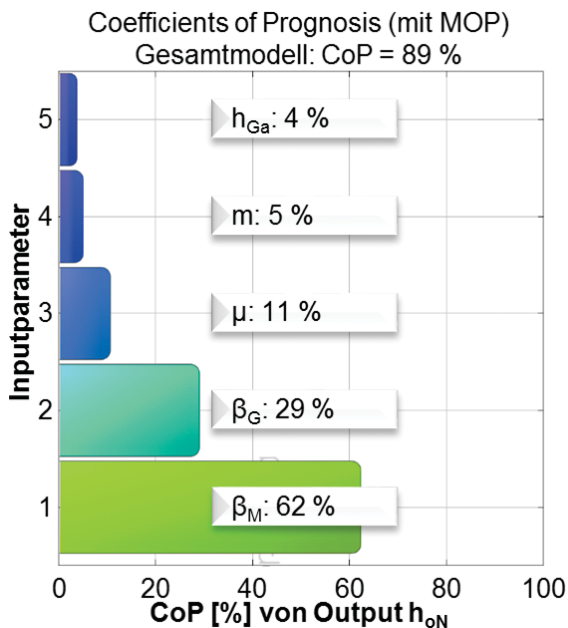


Bild 6.7: Mit dem nach 422 Simulationsrechnungen erzeugten MOP bestimmte CoP von h_{oN}

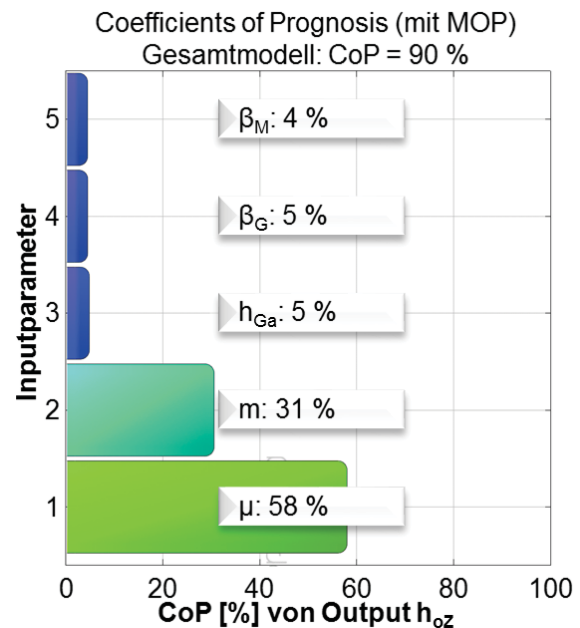


Bild 6.8: Mit dem nach 422 Simulationsrechnungen erzeugten MOP bestimmte CoP von h_{oz}

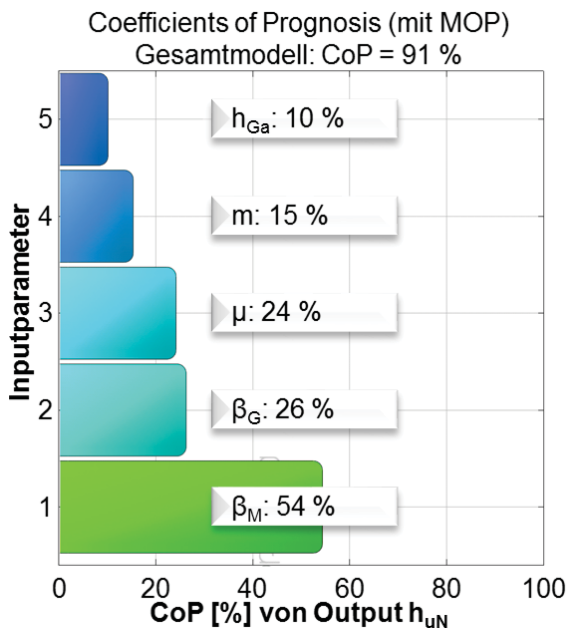


Bild 6.9: Mit dem nach 422 Simulationsrechnungen erzeugten MOP bestimmte CoP von h_{uN}

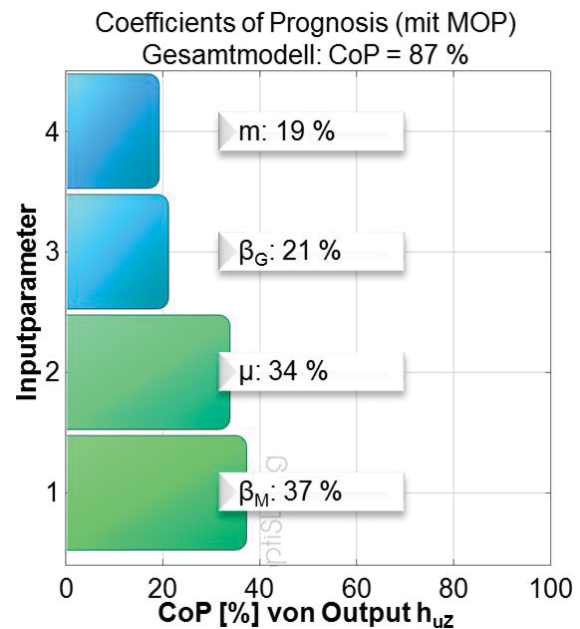


Bild 6.10: Mit dem nach 422 Simulationsrechnungen erzeugten MOP bestimmte CoP von h_{uz}

6.1.3.1 Einfluss der tribologischen Kontaktbedingungen auf den Werkstofffluss

Die „Anthill plots“ in **Bild 6.11** dienen der Verdeutlichung des Einflusses der Reibungszahl μ auf die vier geometrischen Ergebnisgrößen (obere und untere Napftiefe h_{oN} und h_{uN} sowie obere

und untere Zapfenlänge h_{oZ} und h_{uZ}). In die Diagramme sind weiterhin die sich mit dem MOP ergebenden Funktionen für verschiedene Werte des Geschwindigkeitsverhältnisses β_M eingezeichnet (alle weiteren Eingangsgrößen entsprechen ihrem jeweiligen Referenzwert gemäß **Tabelle 6.1**). Für alle vier Werkstückbereiche h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} gilt, dass kleine Reibungszahlen eine gezielte Beeinflussung des Werkstoffflusses durch die Bewegung der Matrize nicht zulassen.

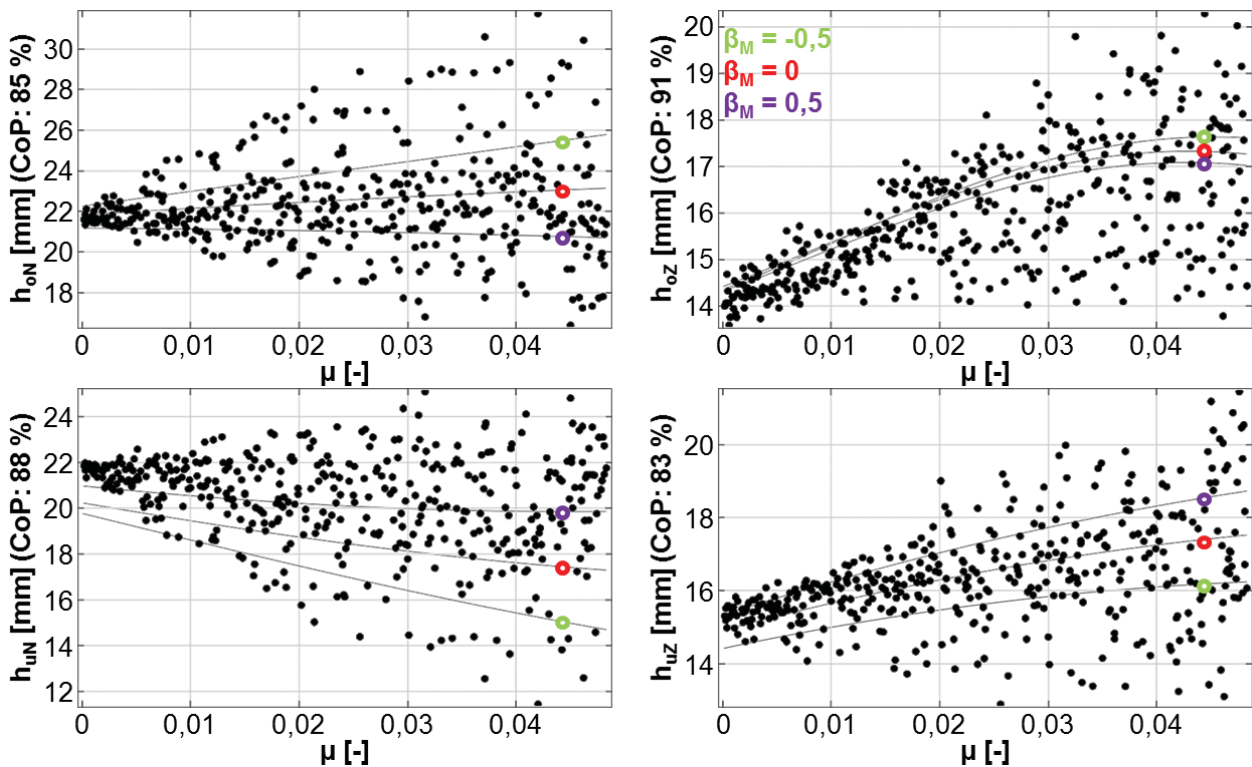


Bild 6.11: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit von der Reibungszahl μ

Der Werkstofffluss in den oberen Napf hängt mit steigender Reibungszahl vom Betrag und Vorzeichen des Geschwindigkeitsverhältnisses β_M ab. Bei einer Bewegung der Matrize entgegen der Stempelbewegung fließt mit größerer Reibungszahl mehr Werkstoff in den oberen Napf. Bei einer der Stempelbewegung gleichgerichteten Bewegung der Matrize verringert sich der Werkstofffluss in den oberen Napf im Vergleich zu den Versuchen mit stehender Matrize mit größer werdender Reibungszahl. Aus dem Diagramm oben rechts in **Bild 6.11** wird der große Einfluss der Reibungszahl auf den Werkstofffluss in den oberen Zapfen deutlich bei vergleichsweise geringerer Beeinflussung durch β_M . Der Werkstofffluss in den unteren Napf verringert sich und der Werkstofffluss in den unteren Zapfen vergrößert sich mit größer werdender Reibungszahl. Die Wechselwirkung mit dem Geschwindigkeitsverhältnis β_M verhält sich dabei umgekehrt verglichen mit dem Werkstofffluss in die oberen Werkstückbereiche. Die Bewegung der Matrize entgegen dem Stempel verstärkt den Effekt der Reibungszahl auf den Werkstofffluss in den unteren Napf verglichen mit der Bewegung der Matrize in Stempelbewegungsrichtung. Beim Werk-

stofffluss in den unteren Zapfen ist es die Matrizenbewegung in Richtung des Stempels, welche zu einem größeren Einfluss der Reibungszahl führt als im Fall von $\beta_M = -0,5$. Wie in den Diagrammen in **Bild 6.12** dargestellt ist, lässt sich das oben beschriebene Verhalten des Werkstoffflusses in Abhängigkeit von der Reibungszahl μ auf den Einfluss des Reibfaktors m qualitativ sehr gut übertragen. Der Einfluss von m auf die beiden unteren Werkstückbereiche h_{uN} und h_{uZ} fällt in den untersuchten Parameterbereichen etwas geringer aus als der Einfluss von μ .

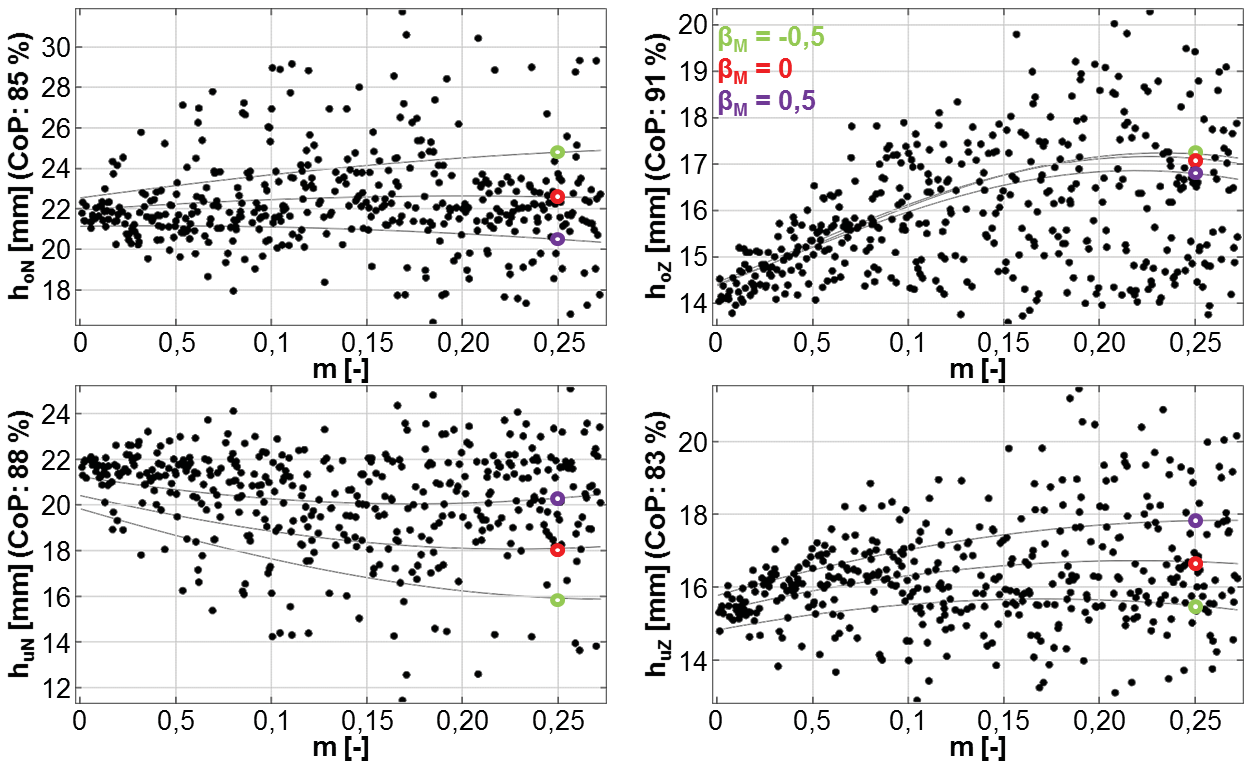


Bild 6.12: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit vom Reibfaktor m

6.1.3.2 Einfluss der Werkzeugkinematik auf den Werkstofffluss

Wie aus **Bild 6.13** hervorgeht, hat die Stößelgeschwindigkeit im untersuchten Bereich einen geringen Einfluss auf den Werkstofffluss in die vier Werkstückbereiche. Einzige Ursache dafür kann im verwendeten Fließkurvenmodell liegen mit einer sich mit der Umformgeschwindigkeit und der Temperatur (aufgrund unterschiedlich schneller Umformung) ändernden Fließspannung. Das Verhältnis aus Matrizengeschwindigkeit und Stößelgeschwindigkeit β_M bildet hingegen eine wichtige Einflussgröße, um den Werkstofffluss gezielt steuern zu können (**Bild 6.14**). Eine Ausnahme stellt allerdings der Werkstofffluss in den oberen Zapfen dar, der im Vergleich mit dem Werkstofffluss in die drei anderen Werkstückbereiche nur in geringem Maße von β_M abhängt und keinen eindeutigen Schluss zulässt, wie sich eine Änderung von β_M auf h_{oZ} auswirkt. Je größer β_M ist, desto mehr Werkstoff fließt in die unteren Werkstückbereiche zu Lasten der oberen Napftiefe. Eine gleichzeitige Bewegung des Gegenstempels entgegen der Stempelbewegung

verstärkt den Werkstofffluss in die unteren Werkstückbereiche verglichen mit einer Gegenstempelbewegung in Richtung des Stempels. Für die obere Napftiefe verhält es sich umgekehrt.

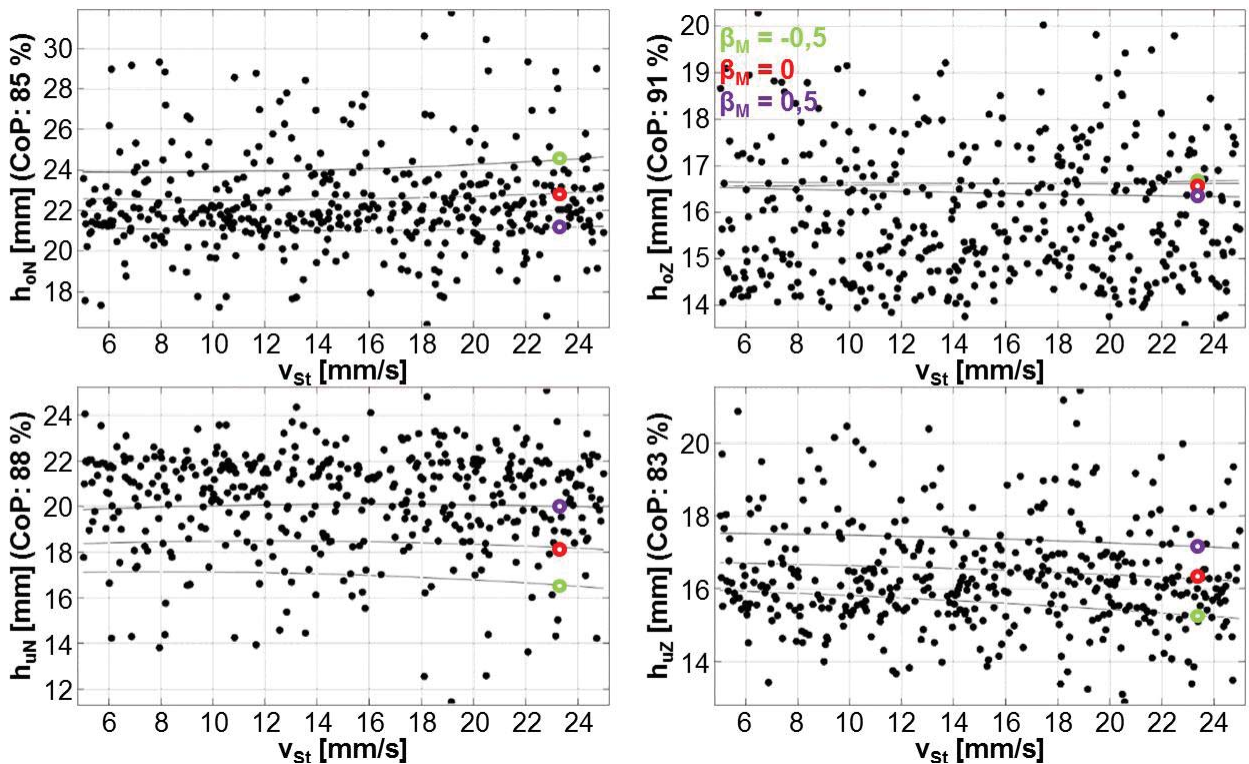


Bild 6.13: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit von der Stößelgeschwindigkeit v_{St}

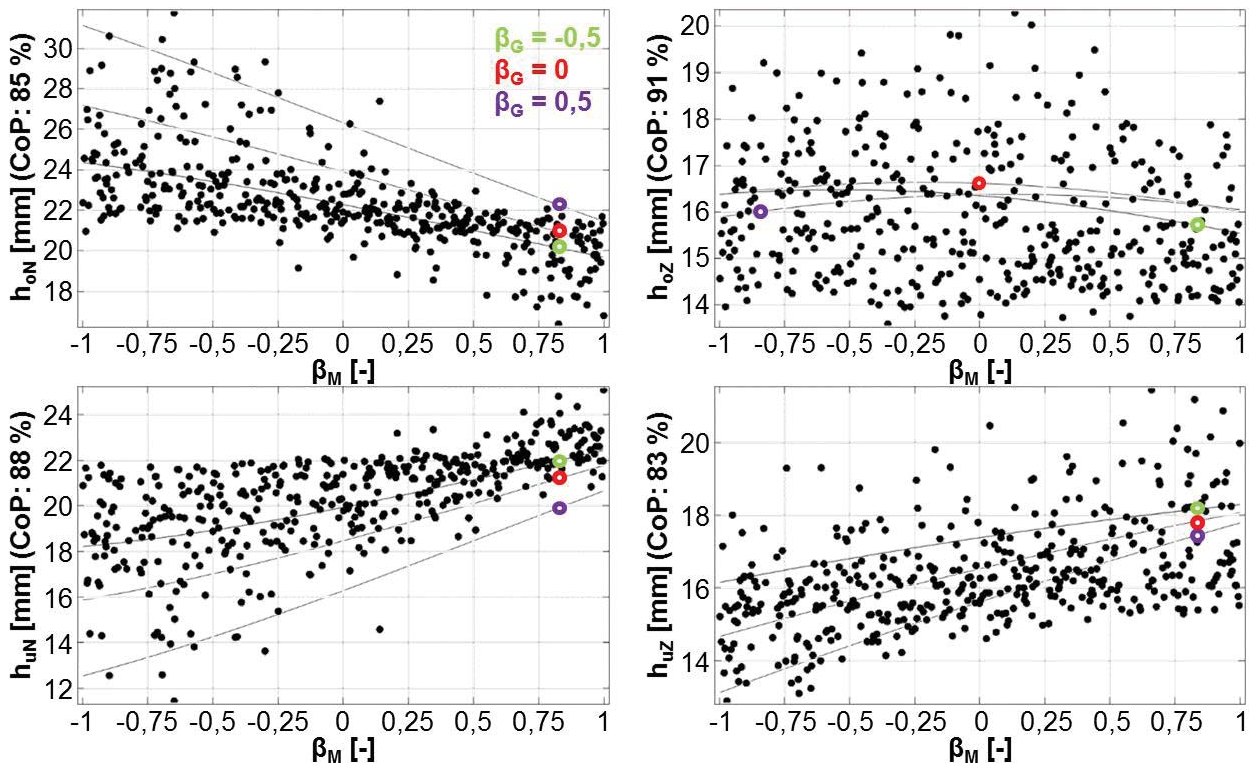


Bild 6.14: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Gegenstempel-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_G = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit vom Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis β_M

Das Verhältnis aus Gegenstempelgeschwindigkeit und Stößelgeschwindigkeit β_G beeinflusst den Werkstofffluss in den oberen Napf, den unteren Napf und den unteren Zapfen in einem hohen Maß und wesentlich stärker als den Werkstofffluss in den oberen Zapfen (**Bild 6.15**). Umso größer β_G ist, desto mehr Werkstoff fließt in den oberen Napf. Gleichzeitig werden die beiden unteren Werkstückbereiche kleiner. Eine Matrizenbewegung entgegen der Stempelbewegungsrichtung verstärkt den beschriebenen Effekt für h_{oN} , h_{uN} und h_{uZ} .

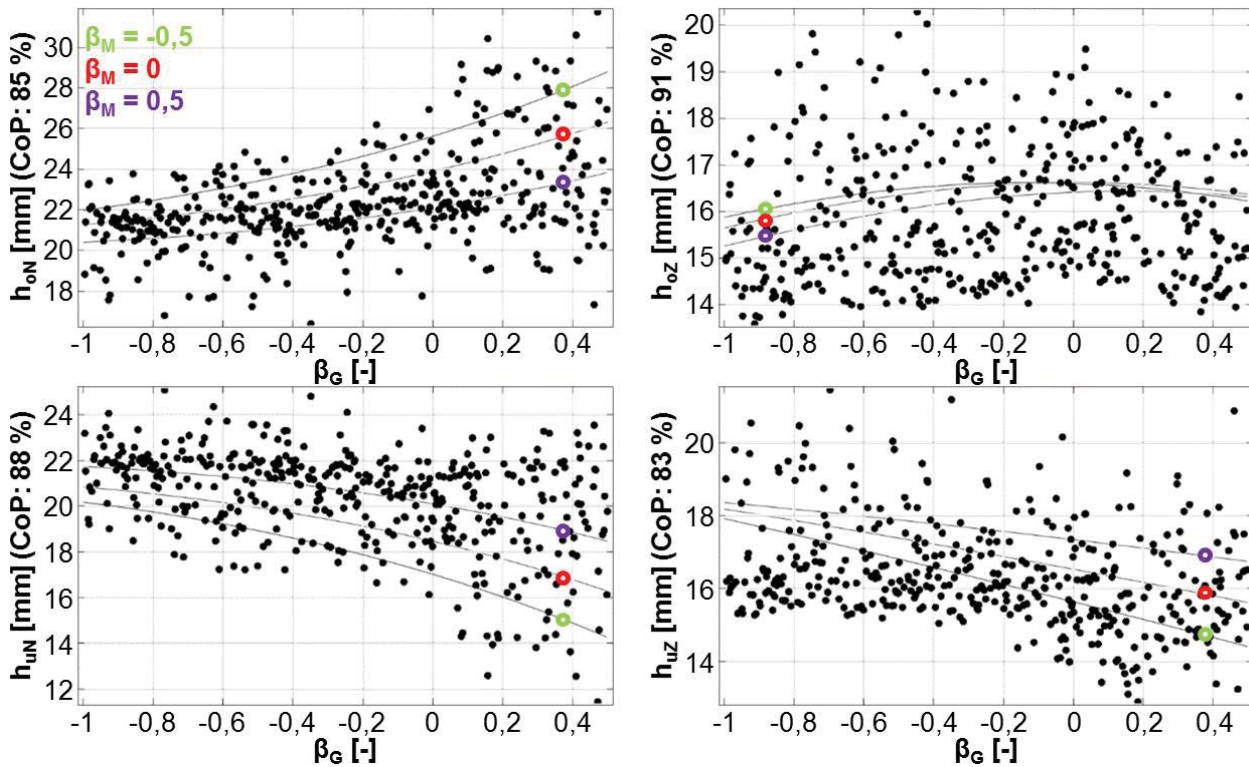


Bild 6.15: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizen­geschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit vom Gegenstempelgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis β_G

6.1.3.3 Einfluss der Fließbundlängen auf den Werkstofffluss

Der Einfluss des innen liegenden Fließbundes h_{Si} des Stempels wird in den Diagrammen in **Bild 6.16** gezeigt. Durch die Länge von h_{Si} wird nicht nur der Werkstofffluss in den oberen Zapfen beeinflusst, sondern auch in den unteren Napf und den unteren Zapfen, wenngleich in allen Fällen nur geringfügig. Der verringerte Werkstofffluss in diese drei Werkstückbereiche mit größer werdender Fließbundlänge h_{Si} führt zu einem verstärkten Werkstofffluss in den oberen Napf. Eine Verlängerung des äußeren Fließbundes des Stempels h_{Sa} bis auf ca. 2 mm führt zu geringfügig geringeren Werkstofffluss in den oberen Napf (**Bild 6.17**). Eine weitere Verlängerung wirkt sich nicht weiter auf die obere Napftiefe aus. Mit größer werdendem h_{Sa} fließt weniger Werkstoff in den oberen Zapfen. Gleichzeitig bilden sich die unteren Werkstückbereiche geringfügig länger aus.

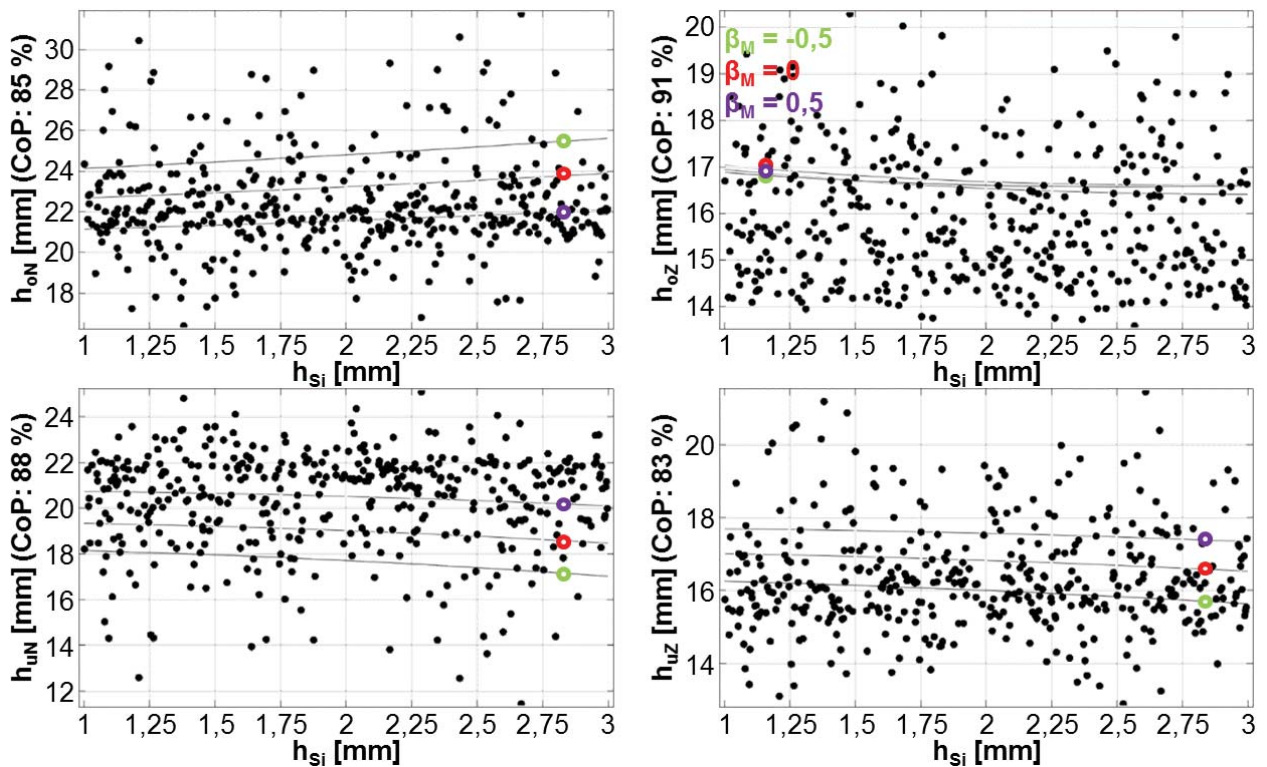


Bild 6.16: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit von h_{si} (Länge des inneren Fließbundes des Stempels)

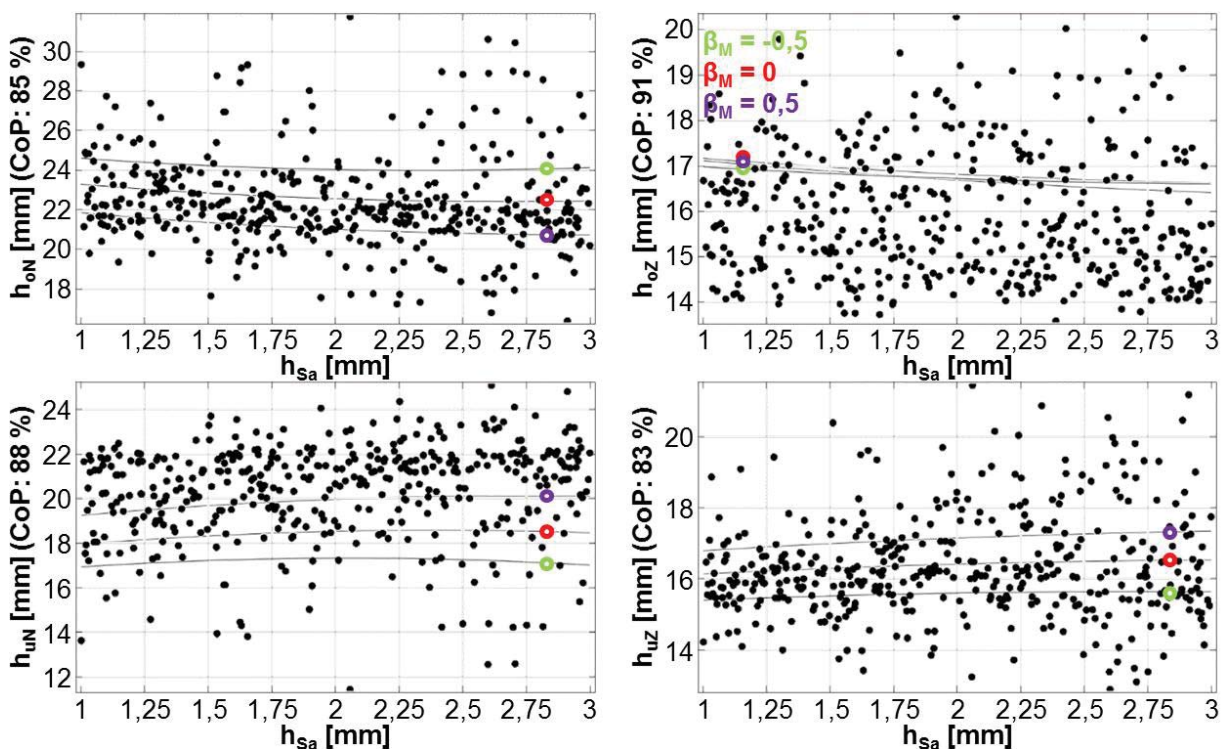


Bild 6.17: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit von h_{sa} (Länge des äußeren Fließbundes des Stempels)

Wie aus **Bild 6.18** hervorgeht, beeinflusst die Länge h_{Gi} des inneren Fließbundes des Gegenstempels den Werkstofffluss in die oberen Werkstückbereiche nicht signifikant. Für die unteren Werkstückbereiche kann festgestellt werden, dass eine Vergrößerung von h_{Gi} zu kürzeren Zapfen und damit zu tieferen Näpfen führt.

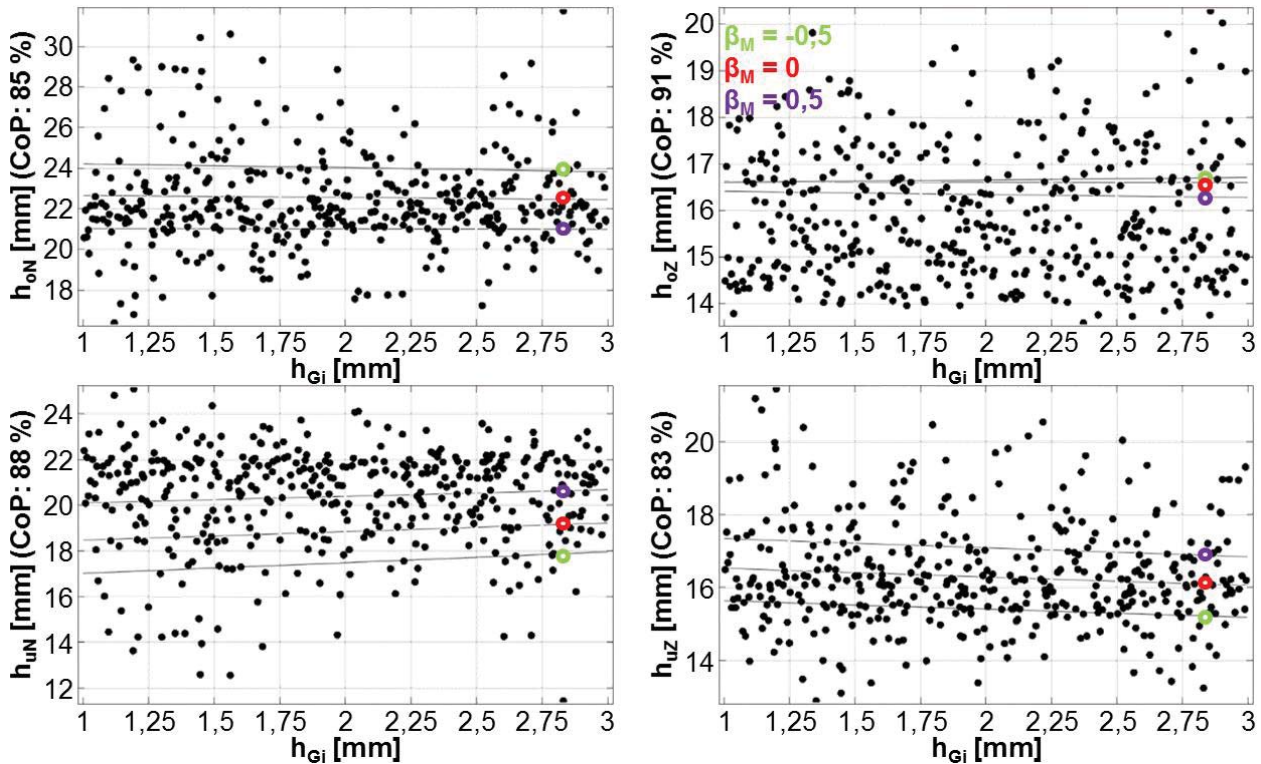


Bild 6.18: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit von h_{Gi} (Länge des inneren Fließbundes des Gegenstempels)

Verglichen mit den weiteren Fließbundlängen hat die Länge des äußeren Fließbundes des Gegenstempels den größten Einfluss auf den Werkstofffluss (**Bild 6.19**). Die untere Napfgeometrie wird durch h_{Ga} am meisten beeinflusst. Eine Verlängerung von h_{Ga} verringert den Werkstofffluss aber auch in den unteren Zapfen, wenngleich auch in wesentlich geringerem Ausmaß als in den unteren Napf. Der Werkstofffluss sowohl in den oberen Napf als auch in den oberen Zapfen wird durch eine Verlängerung von h_{Ga} leicht verstärkt.

Für die obere und untere Napftiefe sowie die untere Zapfenlänge ist in den untersuchten Parameterbereichen der Einfluss der Fließbundlängen geringer als die Beeinflussung durch die Änderung der Matrizengeschwindigkeit. Der Einfluss von den Fließbundlängen auf den Werkstofffluss in den oberen Zapfen ist dagegen größer als der Einfluss durch die Matrizengeschwindigkeit. Die Veränderung der Länge eines Fließbundes wirkt sich in der Regel auf den Werkstofffluss in mehrere Werkstückbereiche aus (Gesetz der Volumenkonstanz). Der größte Effekt tritt jedoch immer in jenem Werkstückbereich auf, an dessen Ausflussöffnung die Fließbundlän-

ge variiert wurde. Die Fließbundlängen stellen daher wichtige Prozessparameter dar, um gezielt auf den Werkstofffluss in einzelne Werkstückbereiche Einfluss nehmen zu können.

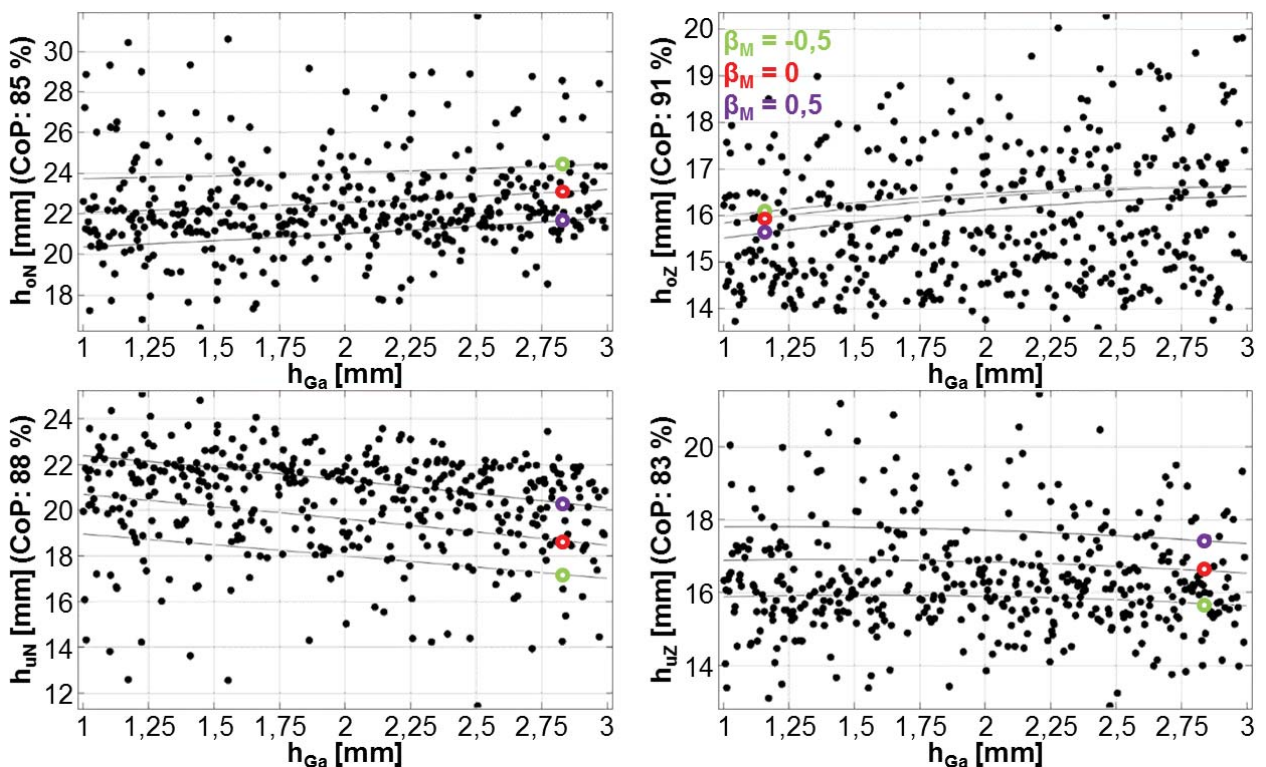


Bild 6.19: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrixgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit von h_{Ga} (Länge des äußeren Fließbundes des Gegenstempels)

6.1.3.4 Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten auf den Werkstofffluss

Ein geänderter Wärmeübergangskoeffizient verändert die Wärmemenge, welche während der weiteren Umformung an die mit dem Werkstück in Kontakt stehenden Werkzeugelemente abgegeben wird. Der Einfluss ist laut **Bild 9.79** in **Anhang T** über einen großen Bereich von α vernachlässigbar gering.

6.1.3.5 Einfluss der Rohteilhöhe auf den Werkstofffluss

Beim Einfluss der Rohteilhöhe auf den Werkstofffluss in die vier Werkstückbereiche überlagern sich mehrere Effekte und es können keine allgemeingültigen Aussagen getroffen werden (**Bild 6.20**). Eine Vergrößerung der Reibungslänge durch höhere Rohteile führt vor allem dazu, dass mehr Werkstoff nach innen und hier in den oberen Zapfen fließt. Gleichzeitig erhöht sich der Werkstofffluss in den oberen Napf und verringert sich der Werkstofffluss in den unteren Napf.

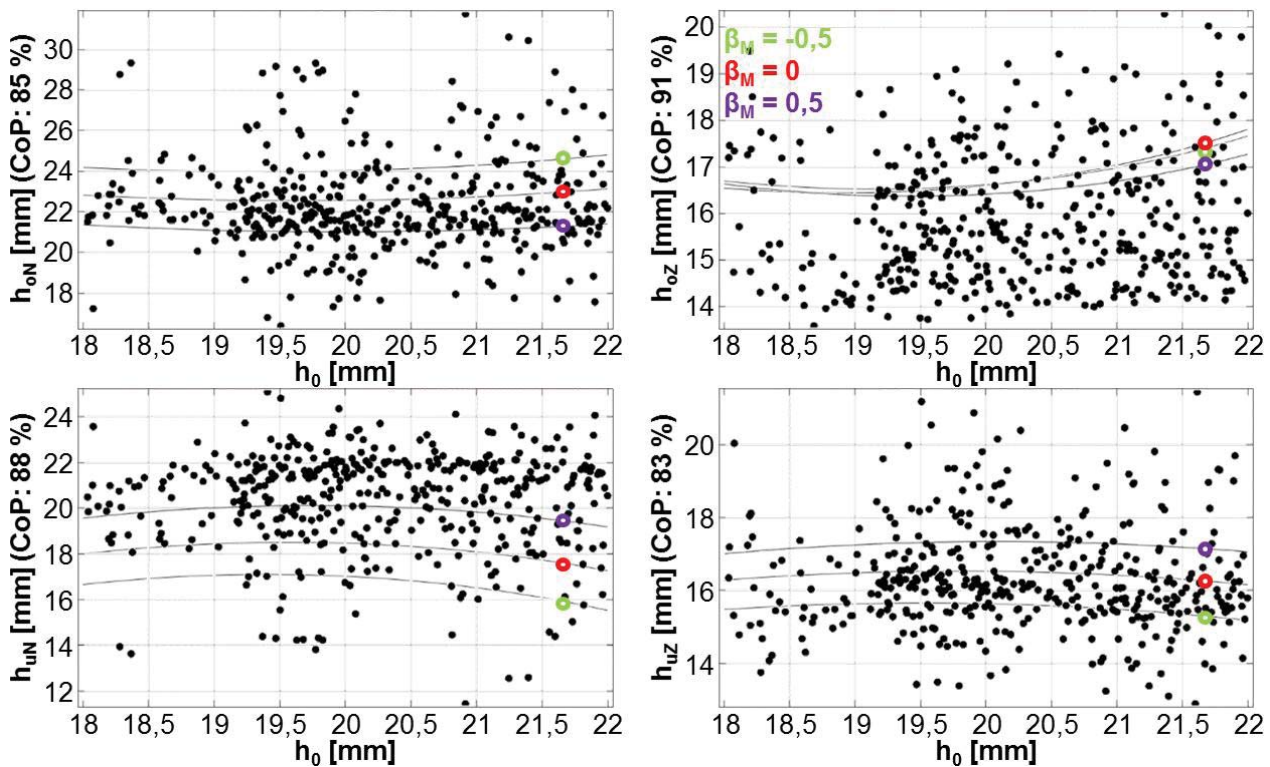


Bild 6.20: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit von der Rohteilhöhe h_0

6.2 Experimentelle Untersuchungen zum Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit bewegter Matrize

Zur Überprüfung der simulativ erzielten Ergebnisse wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen des VV-NV-VR-NR-FP durchgeführt. Im Gegensatz zu den simulativen Untersuchungen in **Abschnitt 6.1** mit insgesamt drei bewegten Werkzeugelementen (Stempel, Matrize und Gegenstempel) wurden die experimentellen Untersuchungen mit einem Versuchswerkzeug durchgeführt, mit welchem eine zusätzliche Bewegung der Matrize während des Umformprozesses möglich ist. Zur Versuchsdurchführung wurde die in **Kapitel 5** entwickelte und in **Bild 5.11** und **Bild 5.12** im Gesamten abgebildete Anlagentechnik verwendet. Die Inbetriebnahme vom verwendeten Versuchswerkzeug und der entwickelten Anlagentechnik wurde bereits in **Abschnitt 5.6** beschrieben.

6.2.1 Versuchsplanung

Der in den in diesem Kapitel beschriebenen Untersuchungen verwendete Werkstoff, die Aluminiumlegierung EN AW 1050A, ist chargengleich mit dem aus den in **Kapitel 4** beschriebenen Untersuchungen. Die experimentellen Untersuchungen des Werkstoffflusses beim VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize sind in 16 Versuchsreihen unterteilt. Die je Versuchsreihe durchgeführten Versuche hinsichtlich des Sollverhältnisses zwischen Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit $\beta_{M, \text{Soll}}$ bei bestimmten Sollumformwegen $s_{U, \text{Soll}}$ sind in **Tabelle 6.4** aufgeführt. Zur Berücksichtigung

sichtigung von eventuellen Wechselwirkungen mit der Matrizenbewegung wurden alle Versuchsreihen mit Geschwindigkeitsverhältnissen $\beta_{M, \text{Soll}}$ von -0,5, 0 und 0,5 durchgeführt. Die Versuchsreihen A, F, P und Q wurden um Versuche mit $\beta_{M, \text{Soll}} = -1$ und $\beta_{M, \text{Soll}} = 1$ erweitert. In allen Reihen wurden Versuche im Sollumformwegbereich von 15,6 mm bis 16,4 mm durchgeführt, jeweils mit einem Inkrement von 0,2 mm und zweifacher Versuchsbelegung. Die Versuchsreihen A-F und P-Q wurden um Versuche im Bereich zwischen $s_{U, \text{Soll}} = 2$ mm und $s_{U, \text{Soll}} = 16$ mm erweitert, jeweils mit einem Inkrement von 2 mm. Die Anzahl der durchgeführten Versuche wird durch Addition der jeweiligen Versuche der einzelnen Versuchsreihen berechnet. Es ergibt sich eine Gesamtanzahl von 816 Versuchen ($4 \times 90 + 4 \times 54 + 8 \times 30$).

Tabelle 6.4: Versuchsplan der experimentellen Untersuchungen: durchgeführte Versuche

	$\beta_{M, \text{Soll}}$					$s_{U, \text{Soll}}$ (Versuchszahl)	Σ Versuche
	-1	-0,5	0	0,5	1		
A	-1	-0,5	0	0,5	1	2-16 mm (8 Versuche); 15,6-16,4 mm (10 Versuche)	90
B		-0,5	0	0,5		2-16 mm (8 Versuche); 15,6-16,4 mm (10 Versuche)	54
C		-0,5	0	0,5		2-16 mm (8 Versuche); 15,6-16,4 mm (10 Versuche)	54
D		-0,5	0	0,5		2-16 mm (8 Versuche); 15,6-16,4 mm (10 Versuche)	54
E		-0,5	0	0,5		2-16 mm (8 Versuche); 15,6-16,4 mm (10 Versuche)	54
F	-1	-0,5	0	0,5	1	2-16 mm (8 Versuche); 15,6-16,4 mm (10 Versuche)	90
G		-0,5	0	0,5		15,6-16,4 mm (10 Versuche)	30
H		-0,5	0	0,5		15,6-16,4 mm (10 Versuche)	30
J		-0,5	0	0,5		15,6-16,4 mm (10 Versuche)	30
K		-0,5	0	0,5		15,6-16,4 mm (10 Versuche)	30
L		-0,5	0	0,5		15,6-16,4 mm (10 Versuche)	30
M		-0,5	0	0,5		15,6-16,4 mm (10 Versuche)	30
N		-0,5	0	0,5		15,6-16,4 mm (10 Versuche)	30
O		-0,5	0	0,5		15,6-16,4 mm (10 Versuche)	30
P	-1	-0,5	0	0,5	1	2-16 mm (8 Versuche); 15,6-16,4 mm (10 Versuche)	90
Q	-1	-0,5	0	0,5	1	2-16 mm (8 Versuche); 15,6-16,4 mm (10 Versuche)	90
							Σ 816

Die geometrischen Parameterwerte und die Stößelgeschwindigkeit der in **Tabelle 6.5** näher definierten Referenzversuchsreihe A entsprechen den Referenzwerten der simulativen Untersuchungen aus **Tabelle 6.1** in **Abschnitt 6.1**. Dies sind die Rohteilsollhöhe $h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm, die Stempel- und Gegenstempeldurchmesser $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm und $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm, die Fließbundlängen $h_{\text{Sa}} = h_{\text{Si}} = h_{\text{Ga}} = h_{\text{Gi}} = 1$ mm und die Stößelsollgeschwindigkeit $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s. Als Schmierstoff wurde in der Referenzversuchsreihe Zink-Stearat verwendet.

Die Unterschiede der jeweiligen Versuchsreihen in Bezug auf Versuchsreihe A sind in **Tabelle 6.5** durch Fettdruck hervorgehoben. Zur Untersuchung des Einflusses der Stößelgeschwindigkeit auf den Werkstofffluss wurden die Versuchsreihe B mit $v_{\text{St, Soll}} = 20$ mm/s und die Versuchsreihe C mit $v_{\text{St, Soll}} = 25$ mm/s durchgeführt. Mit $h_{0, \text{Soll}} = 18$ mm in Versuchsreihe D und $h_{0, \text{Soll}} = 22$ mm in Reihe E wurde der Einfluss der Rohteilhöhe untersucht. Der Einfluss der Rei-

bungseigenschaften eines anderen Schmierstoffs wurde durch die Verwendung von *Gardolube 6051* anstelle von Zink-Stearat in Reihe F untersucht. Ob mittels einer Änderung der Fließbundlängen der Werkstofffluss beeinflusst werden kann, sollte durch insgesamt acht Versuchsreihen (G-O) herausgefunden werden. In jeweils einer der Versuchsreihen G-K wurden dazu entsprechende Paare aus Stempel und Gegenstempel eingesetzt, wobei jeweils einer der vier Fließbunde an Stempel und Gegenstempel 3 mm anstelle von 1 mm lang ist. In den Reihen L-O dagegen wurden die verwendeten Stempel und Gegenstempel so kombiniert, dass die Länge eines Fließbundes stets 1 mm beträgt und die der jeweils anderen Fließbunde 3 mm. Die Versuchsreihen P ($d_{Sa} = d_{Ga} = 18 \text{ mm}$) und Q ($d_{Si} = d_{Gi} = 9 \text{ mm}$) dienten zur Untersuchung des Einflusses der Matrizenkinematik bei im Vergleich zu Reihe A geänderten geometrischen Verhältnissen.

Tabelle 6.5: Versuchsplan der experimentellen Untersuchungen: Definition der Versuchsreihen A-Q (Änderungen gegenüber Referenzversuchsreihe A fett gedruckt)

	$h_0, \text{ Soll}$	Schmierstoff	$d_{Sa} = d_{Ga}$	$d_{Si} = d_{Gi}$	h_{Sa}	h_{Si}	h_{Ga}	h_{Gi}	$v_{St, \text{ Soll}}$
A	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	15 mm/s
B	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	20 mm/s
C	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	25 mm/s
D	18 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	15 mm/s
E	22 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	15 mm/s
F	20 mm	Gardolube	20 mm	7 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	15 mm/s
G	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	3 mm	1 mm	1 mm	1 mm	15 mm/s
H	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	3 mm	1 mm	1 mm	15 mm/s
J	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	1 mm	3 mm	1 mm	15 mm/s
K	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	1 mm	1 mm	3 mm	15 mm/s
L	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	1 mm	3 mm	3 mm	3 mm	15 mm/s
M	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	3 mm	1 mm	3 mm	3 mm	15 mm/s
N	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	3 mm	3 mm	1 mm	3 mm	15 mm/s
O	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	7 mm	3 mm	3 mm	3 mm	1 mm	15 mm/s
P	20 mm	Zink-Stearat	18 mm	7 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	15 mm/s
Q	20 mm	Zink-Stearat	20 mm	9 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	15 mm/s

6.2.2 Versuchsdurchführung

Zur Durchführung der Experimente gemäß Versuchsplan in **Tabelle 6.5** wurden aufgrund der geometrischen Variationen der Fließbundlängen und der Durchmesser jeweils sechs verschiedene Stempel und Gegenstempel angefertigt. In **Tabelle 6.6** sind die geometrisch relevanten Abmessungen der gefertigten Stempel und Gegenstempel aufgelistet.

Die gesamte Rohteilpräparation erfolgte nach dem bereits in **Abschnitt 4.1.3** beschriebenen Schema. Die Versuchsdurchführung der Reihen A-E erfolgte parallel, da für diese Versuchsreihen dieselben Werkzeugelemente und dasselbe Schmiermittel verwendet werden konnten. D. h. es wurde die mechanische Hubbegrenzung der Versuchspresse nach und nach auf einen bestimmten Wert eingestellt und mit jeder jeweiligen Zustellung wurden dann Versuche der Reihen

A-E durchgeführt. Dazu mussten je nach Versuchsreihe die Stößelgeschwindigkeit oder die Rohteilhöhe von Versuch zu Versuch verändert werden. Nach gründlicher Reinigung aller Aktivteile folgten die Versuche der Reihe F mit dem Schmiermittel *Gardolube 6051*. Auch nach dieser Versuchsreihe fand eine Reinigung aller Aktivteile statt. Anschließend wurden die Versuchsreihen G-Q durchgeführt. Dazu war es notwendig, für jede Versuchsreihe den Stempel und / oder Gegenstempel zu wechseln. Vor der Durchführung der Versuchsreihen A-E und vor jeder weiteren Versuchsreihe wurden jeweils drei Versuche mit $s_{U, \text{Soll}} = 16 \text{ mm}$ durchgeführt, die nicht in die Auswertung mit einbezogen wurden. Dadurch verteilte sich Schmierstoff auf den Aktivteilen zur Gewährleistung von gleichbleibenden Versuchsbedingungen. Wie es bereits bei den Versuchen in **Abschnitt 4.1** der Fall war, erfolgte unmittelbar vor jedem Versuch die Vermessung des jeweiligen Rohteils mittels einer Bügelmessschraube zur Erfassung des tatsächlichen Rohteil-durchmessers d_0 und der tatsächlichen Rohteilhöhe h_0 .

Tabelle 6.6: Abmessungen der in den experimentellen Untersuchungen verwendeten Stempel und Gegenstempel (Längenmaße jeweils mit Toleranz $\pm 0,01 \text{ mm}$)

$d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}}$	$d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}}$	$h_{\text{Sa}} = h_{\text{Ga}}$	$h_{\text{Si}} = h_{\text{Gi}}$
20 mm	7 mm	1 mm	1 mm
20 mm	7 mm	1 mm	3 mm
20 mm	7 mm	3 mm	1 mm
20 mm	7 mm	3 mm	3 mm
18 mm	7 mm	1 mm	1 mm
20 mm	9 mm	1 mm	1 mm

Nach den Versuchen erfolgte die taktile Vermessung der Werkstücke (**Bild 6.21**). Als charakteristische Größen zur Beurteilung von Effekten auf den Werkstofffluss ergeben sich in Abhängigkeit vom Umformweg die oberen und unteren Napftiefen h_{oN} und h_{uN} und die oberen und unteren Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} . Die tatsächlichen Umformwege s_U wurden mit den Rohteilhöhen h_0 und den Werkstückbodendicken h_B nach der Umformung mit der aus **Kapitel 4** bekannten **Gl. (37)** bestimmt.

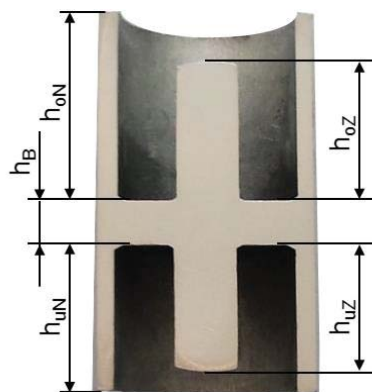


Bild 6.21: Durch VV-NV-VR-NR-FP gefertigtes Werkstück mit charakteristischen geometrischen Größen zur Erfassung von Effekten auf den Werkstofffluss

6.2.3 Ergebnisse

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Untersuchungen zum VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A dargelegt. Dazu werden abschnittsweise mehrere Versuchsreihen miteinander verglichen, um den Einfluss jeweils eines bestimmten Prozessparameters auf den Werkstofffluss darzustellen. Das Ziel dieser Untersuchungen liegt in der Beantwortung der Fragestellung auf Basis von experimentellen Untersuchungen, welche Prozessparameter den Werkstofffluss bei diesem Verfahren beeinflussen und in welchen Grenzen der Werkstofffluss beispielsweise durch eine Prozessführung mit bewegter Matrize gezielt gesteuert werden kann.

6.2.3.1 Einfluss der Matrizengeschwindigkeit auf den Werkstofffluss

In **Bild 6.22** sind die experimentell ermittelten Werkstücklängen von jeweils acht Versuchen mit $2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16 \text{ mm}$ (Inkrement 2 mm, zweifache Versuchsbelegung) für unterschiedliche Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse β_M aus Versuchsreihe A über dem tatsächlichen Umformweg s_U in Form von Dreiecken eingetragen. Mit den verwendeten Messmitteln lassen sich die Rohteilhöhe h_0 und die Werkstückbodendicke h_B mit einer Genauigkeit von $\pm 0,01 \text{ mm}$ und der Rohteildurchmesser d_0 sowie die Werkstücklängen h_{0N} , h_{0Z} , h_{uN} und h_{uZ} mit einer Genauigkeit von $\pm 0,02 \text{ mm}$ bestimmen. Der aus diesen Größen nach **Gl. (37)** berechnete Umformweg s_U kann mit **Gl. (96)** und **Gl. (97)** nach unten bzw. oben eingegrenzt werden:

$$s_U \geq (h_0 - 0,01 \text{ mm}) \cdot \frac{(d_0 - 0,02 \text{ mm})^2}{d_{Ma}^2} - (h_B + 0,01 \text{ mm}), \quad (96)$$

$$s_U \leq (h_0 + 0,01 \text{ mm}) \cdot \frac{(d_0 + 0,02 \text{ mm})^2}{d_{Ma}^2} - (h_B - 0,01 \text{ mm}). \quad (97)$$

Die aus **Gl. (96)** und **Gl. (97)** resultierenden Fehlerbalken sind aufgrund der betragsmäßig kleinen Fehler im Verhältnis zur Auflösung der Diagramme kaum zu erkennen. Da der Werkstofffluss in hohem Maße von s_U abhängt, können nur Versuche mit identischem Umformweg miteinander verglichen werden. Die natürlichen Streuungen der Rohteildurchmesser und -höhen, unterschiedliche Werkzeugdehnungen infolge von unterschiedlichen Prozesskräften sowie Ungenauigkeiten der Versuchsmaschine bei der Einstellung der mechanischen Hubbegrenzung führen jedoch zu streuenden Umformwegen s_U . Weitere Streuungen können durch Unterschiede der Werkstoffeigenschaften innerhalb derselben Charge, einen ungleichmäßigen Schmierstoffauftrag, unterschiedliche thermische Versuchsbedingungen (Umgebungs-, Rohteil- und Werkzeugtemperatur) oder unterschiedliche kinematische Verhältnisse (Genauigkeit der Stößelgeschwindigkeit und der Regelung der Matrizengeschwindigkeit) hervorgerufen werden. Die Berechnung von zu den Messwerten gehörenden Ausgleichsgeraden mithilfe der Methode der kleinsten Quadrate löst dieses Problem und macht Versuche trotz unterschiedlicher Prozessparameter den-

noch vergleichbar, da versuchsbedingt hervorgerufene Effekte durch Streuungen der Prozessparameter und Messfehler über die gesamte Versuchsanzahl ausgeglichen werden.

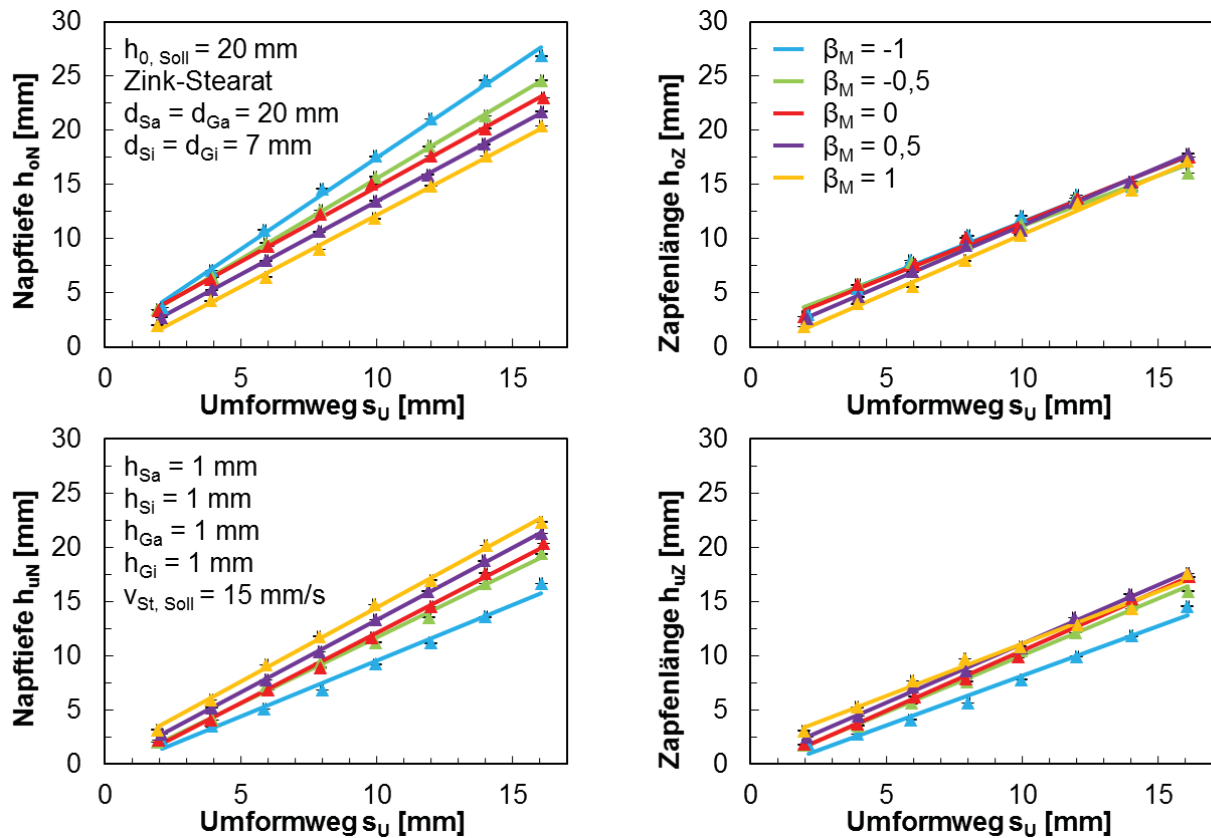


Bild 6.22: Versuchsreihe A (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizingeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} ($h_{0, \text{Soll}} = 20 \text{ mm}$; Zink-Stearat; $d_{Sa} = d_{Ga} = 20 \text{ mm}$; $d_{Si} = d_{Gi} = 7 \text{ mm}$; $h_{Sa} = 1 \text{ mm}$; $h_{Si} = 1 \text{ mm}$; $h_{Ga} = 1 \text{ mm}$; $h_{Gi} = 1 \text{ mm}$; $v_{St, \text{Soll}} = 15 \text{ mm/s}$)

In **Bild 6.22** ist leicht zu erkennen, dass der Werkstofffluss in den oberen (oben links) und gleichzeitig in den unteren (unten links) Napf von β_M abhängt. Mit zunehmendem Umformweg unterscheiden sich die Napftiefen von bei verschiedenen Matrizingeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnissen hergestellten Werkstücken umso mehr voneinander. Weiterhin fällt durch die Wahl von $\beta_M = -1$ die untere Zapfenlänge h_{uZ} niedriger aus als bei den anderen Geschwindigkeitsverhältnissen. Bei der oberen Zapfenlänge h_{oZ} kann keine Aussage getroffen werden, inwiefern der Werkstofffluss durch β_M beeinflusst wird.

In **Bild 6.23** sind die experimentell ermittelten Werkstücklängen von jeweils zehn Versuchen mit $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$ (Inkrement $0,2 \text{ mm}$, zweifache Versuchsbelegung) für unterschiedliche Matrizingeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse β_M aus Versuchsreihe A über dem tatsächlichen Umformweg s_U aufgetragen. Die in **Bild 6.23** gewählte Darstellungsweise erlaubt für den Bereich großer Umformwege respektive geringer Werkstückbodendicken eine detailliertere Betrachtung des Einflusses von β_M auf den Werkstofffluss in die vier Werkstückbereiche als die Darstellung in **Bild 6.22**. Die Fehlerbalken sind nun wesentlich besser zu erkennen.

Für die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} lassen sich dieselben Erkenntnisse wie aus **Bild 6.22** ableiten. Eine Bewegung der Matrize entgegen der Stempelbewegungsrichtung führt zu tieferen Näpfen oben und gleichzeitig weniger tiefen Näpfen unten. Bei einer Matrizenbewegung in Richtung des Stempels verhält es sich umgekehrt. Die bessere Auflösung lässt den Schluss zu, dass die Länge des oberen Zapfens h_{oZ} unabhängig von der Matrizenbewegung zu sein scheint. Der Werkstofffluss in den unteren Zapfen ist unabhängig von β_M für $\beta_M \geq 0$. Durch eine entgegen der Stempelbewegung gerichtete Bewegung der Matrize kann auf die Länge von h_{uZ} in geringem ($\beta_M = -0,5$) bzw. stärkerem ($\beta_M = -1$) Maß Einfluss genommen werden und es ergeben sich in diesen Fällen Werkstücke mit kürzeren Zapfen als bei positiven Werten von β_M .

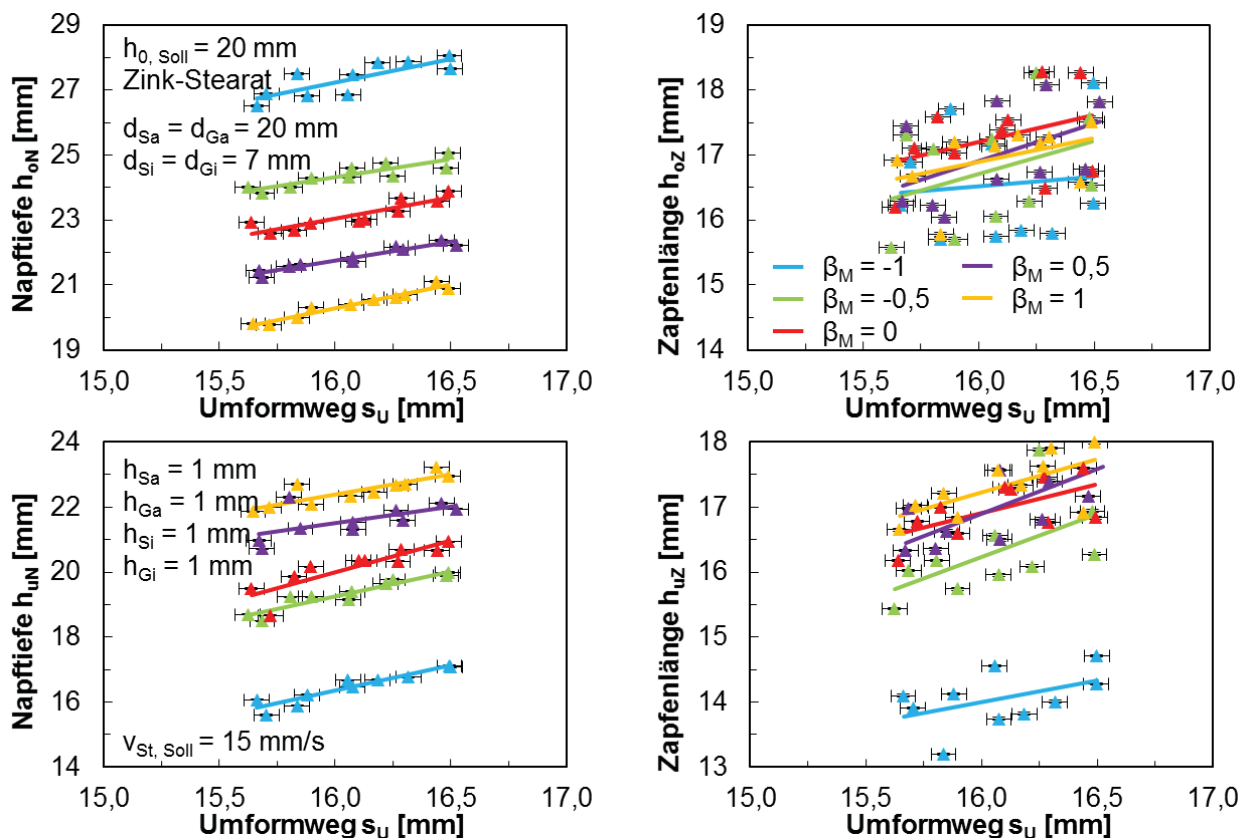


Bild 6.23: Versuchsreihe A (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizingeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} ($h_{o, \text{Soll}} = 20 \text{ mm}$; Zink-Stearat; $d_{Sa} = d_{Ga} = 20 \text{ mm}$; $d_{Si} = d_{Gi} = 7 \text{ mm}$; $h_{Sa} = 1 \text{ mm}$; $h_{Si} = 1 \text{ mm}$; $h_{Ga} = 1 \text{ mm}$; $h_{Gi} = 1 \text{ mm}$; $v_{St, \text{Soll}} = 15 \text{ mm/s}$)

Es bietet sich nun an, die Ergebnisse verschiedener Versuchsreihen bei einem konstanten Umformweg zu vergleichen. Die Längen der einzelnen Werkstückbereiche können mithilfe der jeweiligen Ausgleichsgeraden an jedem beliebigen Umformweg bestimmt werden, ebenso wie die jeweiligen Fehler. Für die Darstellung des Einflusses der Matrizingeschwindigkeit auf den Werkstofffluss für Werkstücke mit unterschiedlichen Napf- bzw. Zapfendurchmessern ergibt sich das Balkendiagramm in **Bild 6.24**. Darin werden die in **Bild 6.23** (Versuchsreihe A, $d_{Sa} = d_{Ga} = 20 \text{ mm}$, $d_{Si} = d_{Gi} = 7 \text{ mm}$), **Bild 9.93** (Versuchsreihe P, $d_{Sa} = d_{Ga} = 18 \text{ mm}$,

$d_{Si} = d_{Gi} = 7 \text{ mm}$) und **Bild 9.94** (Versuchsreihe Q, $d_{Sa} = d_{Ga} = 20 \text{ mm}$, $d_{Si} = d_{Gi} = 9 \text{ mm}$) im Detail dargestellten Ergebnisse bei einem Umformweg von $s_U = 16 \text{ mm}$ miteinander verglichen. Für die Bestimmung der Werkstücklängen und der Fehlerbalken wurden die Ausgleichsgeraden herangezogen, welche für die jeweiligen Sollumformwege zwischen 15,6 mm und 16,4 mm ermittelt wurden. Die Diagramme in **Bild 6.25** bis **Bild 6.29** in **Abschnitt 6.2.3.2** bis **Abschnitt 6.2.3.5** wurden auf dieselbe Weise erstellt.

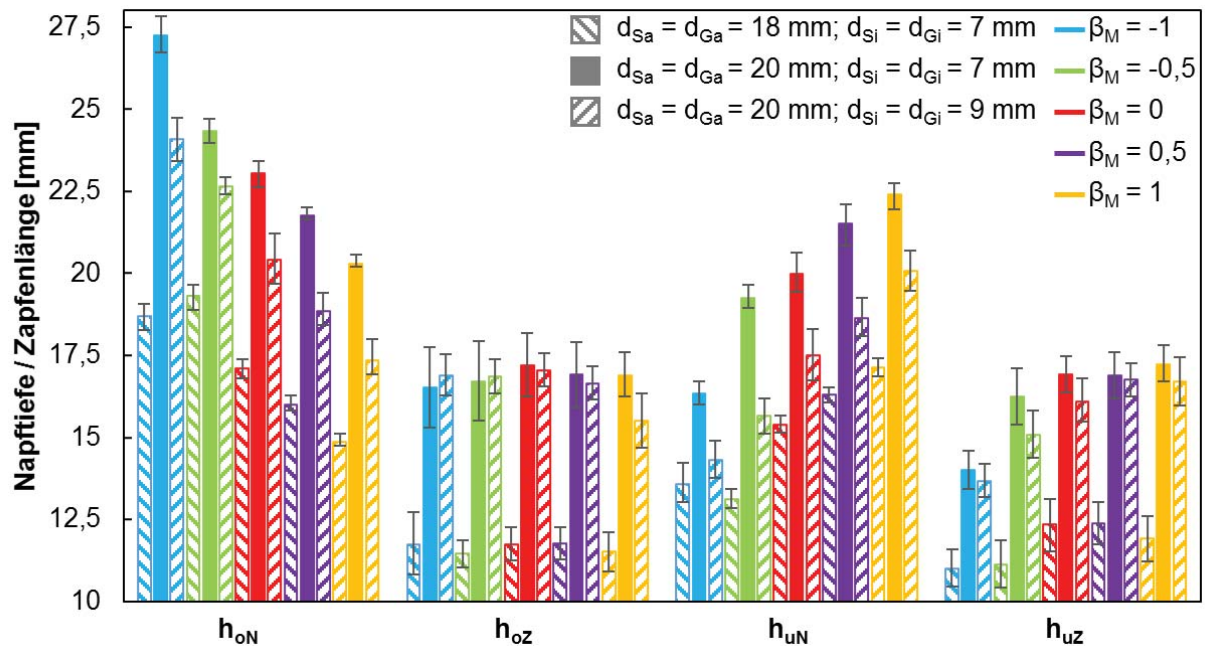


Bild 6.24: Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M , der Napfwanddicke und des Zapfendurchmessers auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} bei einem Umformweg $s_U = 16 \text{ mm}$ ($h_{0, \text{Soll}} = 20 \text{ mm}$; Zink-Stearat; $h_{Sa} = 1 \text{ mm}$; $h_{Si} = 1 \text{ mm}$; $h_{Ga} = 1 \text{ mm}$; $h_{Gi} = 1 \text{ mm}$; $v_{St, \text{Soll}} = 15 \text{ mm/s}$)

Unterschiedliche geometrische Abmessungen von Stempel- und Gegenstempel haben unterschiedliche Napf- und Zapfenlängen zur Folge, wie aus **Bild 6.24** deutlich wird. Die hier kleiner gewählten Außendurchmesser von Stempel und Gegenstempel ($d_{Sa} = d_{Ga} = 18 \text{ mm}$) und die damit verbundenen dickeren Napfwände führen zu weniger tiefen Näpfen. Das Volumen der Napfwände betrachtend, fließt aufgrund der größeren Querschnittsöffnungen und dem einhergehenden geringeren Widerstand gegen Fließen jedoch mehr Werkstoff in die Näpfe. Dies ist deutlich auszumachen an den kürzeren Zapfen bei gleichbleibenden Innendurchmessern von Stempel und Gegenstempel ($d_{Si} = d_{Gi} = 7 \text{ mm}$). Die Versuche mit Stempel- und Innenstempeldurchmesser von 9 mm führen zu Werkstücken mit geringfügig längeren oberen Zapfen (Ausnahme $\beta_M = 1$) und geringfügig kürzeren unteren Zapfen. Als Folge des größeren Zapfenvolumens sind die oberen und unteren Näpfe weniger tief.

Bild 6.24 folgend besteht, verglichen mit der Referenzversuchsreihe A, derselbe Einfluss der Matrizengeschwindigkeit auf den Werkstofffluss in die Näpfe der Werkstücke auf die hier unter-

suchten Abmessungen. Eine Ausnahme besteht jedoch bei der Versuchsreihe P mit einem Außendurchmesser $d_{sa} = d_{Ga} = 18$ mm von Stempel und Gegenstempel. Es ist keine weitere Verstärkung des Werkstoffflusses in den oberen Napf und keine weitere Verringerung des Werkstoffflusses in den unteren Napf zu beobachten bei der Änderung des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses von $\beta_M = -0,5$ auf $\beta_M = -1$. Der Werkstofffluss in den oberen Zapfen hängt bei Innendurchmessern von 7 mm nicht von β_M ab. Dies gilt unabhängig davon, ob die Außendurchmesser 18 mm oder 20 mm betragen. Nur für einen Innendurchmesser von 9 mm kann festgestellt werden, dass ein Einfluss auf h_{oZ} besteht, denn eine Bewegung der Matrize in Richtung der Stempelbewegung verringert den Werkstofffluss in den oberen Zapfen, wenn auch nur geringfügig. Für h_{uZ} ist das Verhalten für alle drei geometrischen Werkstückabmessungen ähnlich. Der Werkstofffluss kann nur durch negative Werte von β_M geringfügig verringert werden.

6.2.3.2 Einfluss der Stößelgeschwindigkeit auf den Werkstofffluss

In **Bild 6.25** wird der Einfluss der Stößelgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Geschwindigkeitsverhältnissen β_M auf den Werkstofffluss gezeigt. Es werden darin die Ergebnisse der Versuchsreihen A (**Bild 6.23**, $v_{St, Soll} = 15$ mm/s), B (**Bild 9.80**, $v_{St, Soll} = 20$ mm/s) und C (**Bild 9.81**, $v_{St, Soll} = 25$ mm/s) verglichen. Auch hier handelt es sich bei den dargestellten Ergebnissen um die Werkstücklängen (Napftiefen und Zapfenlängen), welche mithilfe der Ausgleichsgeraden für die Versuche im Bereich $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, Soll} \leq 16,4 \text{ mm}$ für einen Umformweg von $s_U = 16$ mm ermittelt wurden. Für die oberen und unteren Nöpfe und die unteren Zapfen zeigt sich eine geringe Abhängigkeit des Werkstoffflusses von der Stößelgeschwindigkeit bei stehender (rote Balken) oder entgegen dem Stempel bewegter (grüne Balken) Matrize und kein Einfluss bei in Richtung des Stempels bewegter (lila Balken) Matrize. Für h_{oZ} kann derselbe Einfluss nur vermutet werden, da hier die größeren Fehlerbalken den Unterschied zwischen Versuchen mit unterschiedlichen Stößelgeschwindigkeiten überdecken und eine zuverlässige Aussage schwierig machen. Je höher die Stößelgeschwindigkeit ist, desto mehr Werkstoff fließt in die oberen Werkstückbereiche und desto weniger in die unteren Bereiche. Dabei ist dieser Effekt, absolut betrachtet, auf die Nöpfe größer als auf die Zapfen. Der Einfluss der Stößelgeschwindigkeit ist bei negativem β_M größer als bei stehender Matrize.

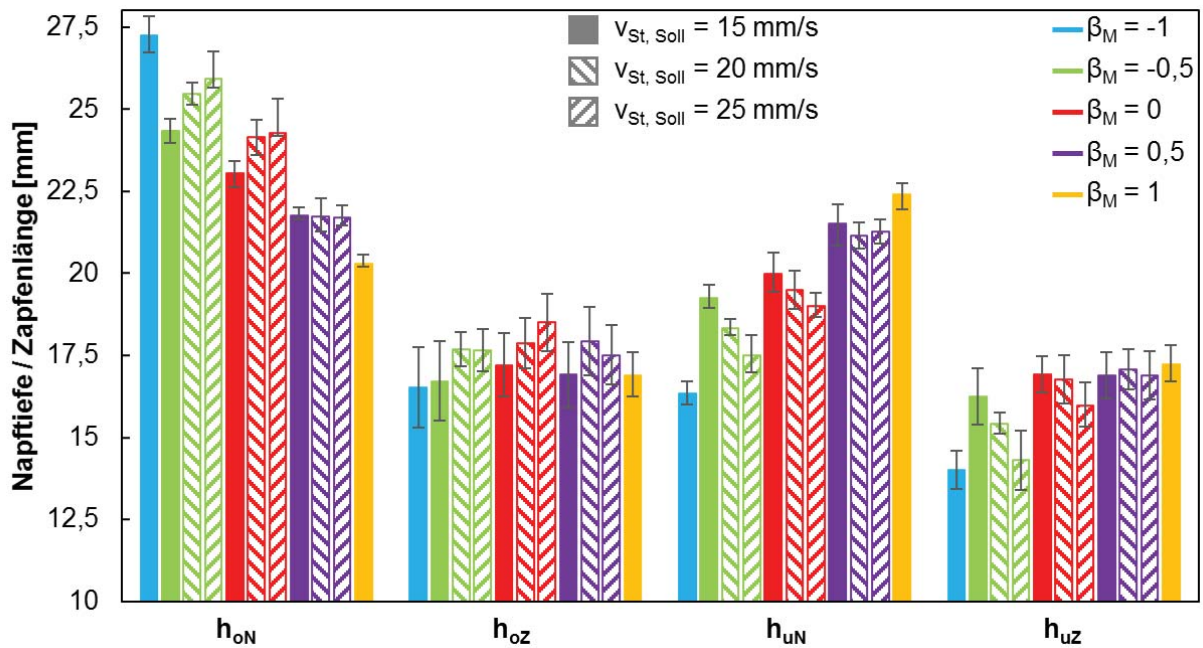


Bild 6.25: Einfluss des Matrizesgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und der Stößelgeschwindigkeit $v_{St, Soll}$ (Versuchsreihen A, B und C laut **Tabelle 6.5**) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm ($h_{0, Soll} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{Sa} = d_{Ga} = 20$ mm; $d_{Si} = d_{Gi} = 7$ mm; $h_{Sa} = 1$ mm; $h_{Si} = 1$ mm; $h_{Ga} = 1$ mm; $h_{Gi} = 1$ mm)

6.2.3.3 Einfluss des Schmierstoffs auf den Werkstofffluss

Es wurden zwei vergleichbare Versuchsreihen mit unterschiedlichen Schmierstoffen durchgeführt. In **Bild 6.26** werden die Ergebnisse der Versuchsreihe A mit Schmierstoff Zink-Stearat (**Bild 6.23**) und der Versuchsreihe F mit Schmierstoff *Gardolube 6051* (**Bild 9.84**) bei einem Umformweg von $s_U = 16$ mm miteinander verglichen. Es ist ein deutlicher Effekt des verwendeten Schmiermittels zu erkennen. Aufgrund der tribologischen Eigenschaften von *Gardolube 6051* mit niedrigeren resultierenden Reibungskräften zwischen Werkstück und Werkzeugelementen im Vergleich mit Zink-Stearat ist der Einfluss der Matrizesgeschwindigkeit auf den Werkstofffluss auch geringer, insbesondere der Einfluss von β_M auf die Napftiefen. Für $\beta_M \geq 0$ ist bei Berücksichtigung der Fehlerbalken keine Beeinflussung von h_{oN} und h_{uN} auszumachen.

Die höhere Reibung bei den Versuchen mit Zink-Stearat führt generell dazu, dass mehr Werkstoff in die Zapfen fließt als bei den Versuchen mit *Gardolube 6051*. Dieser Effekt ist ausgeprägter für die oberen als für die unteren Zapfen. Die Höhe und die Richtung der Matrizesgeschwindigkeit spielt für den Werkstofffluss in die oberen Zapfen für beide Schmierstoffe keine Rolle. Bei den Versuchen mit Zink-Stearat als Schmierstoff ist ein größerer Effekt von β_M auf den Werkstofffluss in die unteren Zapfen zu beobachten als für die Versuche mit *Gardolube 6051*.

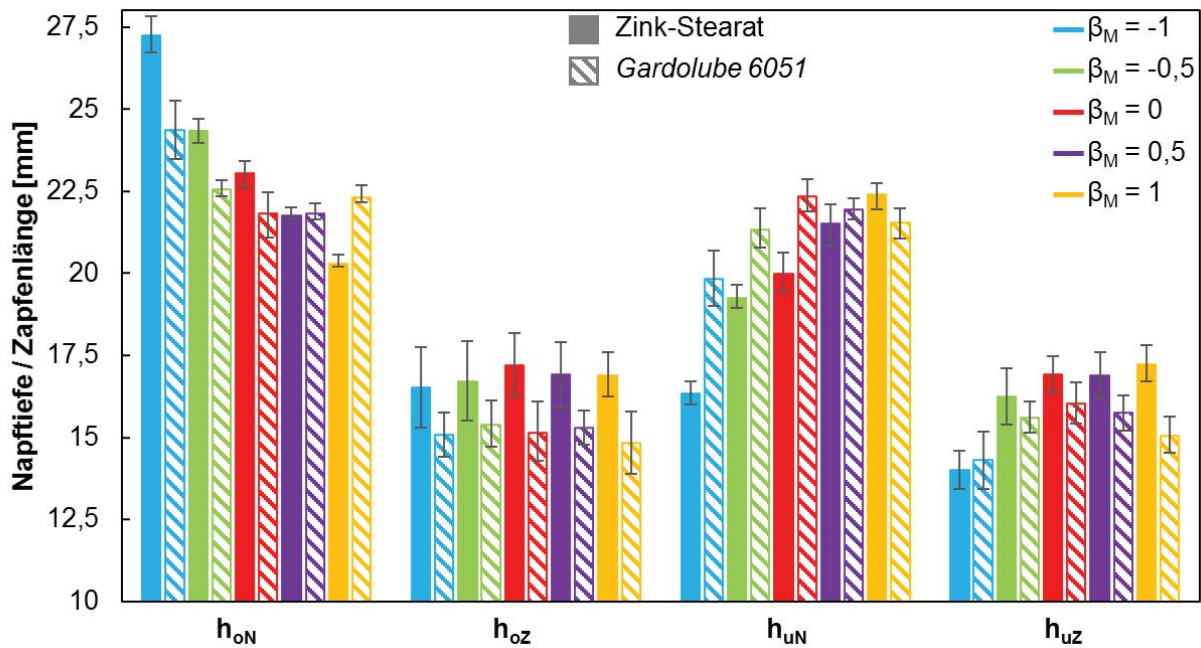


Bild 6.26: Einfluss des Matrizingeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Schmierstoffs auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; $d_{Sa} = d_{Ga} = 20$ mm; $d_{Si} = d_{Gi} = 7$ mm; $h_{Sa} = 1$ mm; $h_{Si} = 1$ mm; $h_{Ga} = 1$ mm; $h_{Gi} = 1$ mm; $v_{St, \text{Soll}} = 15$ mm/s)

6.2.3.4 Einfluss der Rohteilhöhe auf den Werkstofffluss

Der Einfluss der Rohteilsollhöhe auf den Werkstofffluss ist in **Bild 6.27** dargestellt. Im Diagramm werden die Ergebnisse der Versuchsreihen A ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm, **Bild 6.23**), D ($h_{0, \text{Soll}} = 18$ mm, **Bild 9.82**) und E ($h_{0, \text{Soll}} = 22$ mm, **Bild 9.83**) bei einem Umformweg von $s_U = 16$ mm miteinander verglichen. Die mit höheren Rohteilen vergrößerte Reibungsfläche zwischen Matrize und Werkstück begünstigt den Werkstofffluss in die oberen Näpfe zu Lasten des Werkstoffflusses in die unteren Näpfe für $\beta_M \leq 0$ in geringem Ausmaß. Bei den Versuchen mit $\beta_M = 0,5$ spielt die Höhe der Rohteile keine Rolle. Für die untere Zapfenlänge lässt sich aufgrund der erzielten Ergebnisse dieselbe Tendenz wie bei der unteren Napftiefe vermuten. Eine eindeutige Aussage kann jedoch aufgrund der Größe der ermittelten Fehler im Vergleich zu den Unterschieden zwischen den Zapfenlängen nicht getroffen werden.

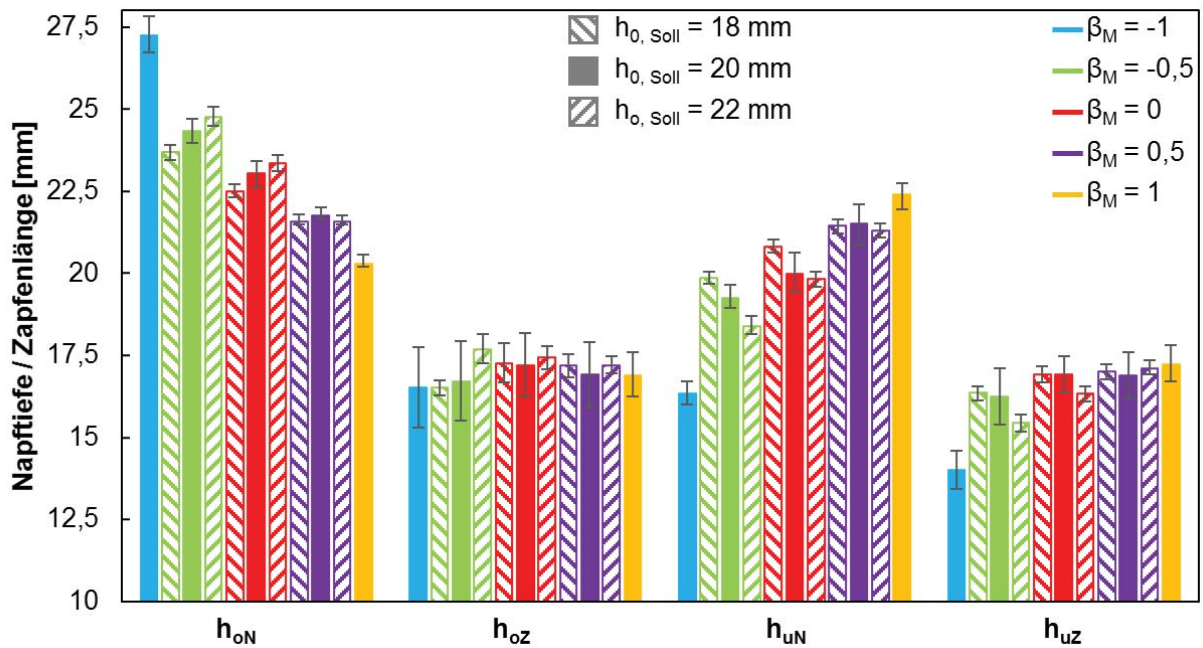


Bild 6.27: Einfluss des Matrizeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und der Rohteilhöhe $h_{0, \text{Soll}}$ auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} bei einem Umformweg $s_U = 16 \text{ mm}$ (Zink-Stearat; $d_{Sa} = d_{Ga} = 20 \text{ mm}$; $d_{Si} = d_{Gi} = 7 \text{ mm}$; $h_{Sa} = 1 \text{ mm}$; $h_{Si} = 1 \text{ mm}$; $h_{Ga} = 1 \text{ mm}$; $h_{Gi} = 1 \text{ mm}$; $v_{St, \text{Soll}} = 15 \text{ mm/s}$)

6.2.3.5 Einfluss der Fließbundlängen auf den Werkstofffluss

Das Balkendiagramm in **Bild 6.28** lässt die Aussage zu, dass durch die Veränderung der Länge eines Fließbundes von 1 mm auf 3 mm definitiv Einfluss auf den Werkstofffluss genommen werden kann. Im Diagramm werden bei einem Umformweg von $s_U = 16 \text{ mm}$ die Ergebnisse der Versuchsreihen A (**Bild 6.23**, $h_{Sa} = h_{Si} = h_{Ga} = h_{Gi} = 1 \text{ mm}$), G (**Bild 9.85**, $h_{Sa} = 3 \text{ mm}$, $h_{Si} = h_{Ga} = h_{Gi} = 1 \text{ mm}$), H (**Bild 9.86**, $h_{Si} = 3 \text{ mm}$, $h_{Sa} = h_{Ga} = h_{Gi} = 1 \text{ mm}$), I (**Bild 9.87**, $h_{Ga} = 3 \text{ mm}$, $h_{Sa} = h_{Si} = h_{Gi} = 1 \text{ mm}$) und K (**Bild 9.88**, $h_{Gi} = 3 \text{ mm}$, $h_{Sa} = h_{Si} = h_{Ga} = 1 \text{ mm}$) miteinander verglichen. Wie es sich zeigt, bewirkt die Verlängerung des äußeren Fließbundes des Stempels eine Verringerung des Werkstoffflusses in den oberen Napf. Dies ist auf die höheren Reibungskräfte aufgrund der größeren Fließbundfläche zurückzuführen. Dasselbe gilt für die anderen Fließbunde: für $h_{Si} = 3 \text{ mm}$ verringert sich der Werkstofffluss in die oberen Zapfen, für $h_{Ga} = 3 \text{ mm}$ in die unteren Näpfe und für $h_{Gi} = 3 \text{ mm}$ in die unteren Zapfen. Dafür vergrößert sich der Werkstofffluss für $h_{Sa} = 3 \text{ mm}$ in die beiden unteren Werkstückbereiche und für $h_{Ga} = 3 \text{ mm}$ in die oberen Bereiche. Der Einfluss der Verlängerung von h_{Si} auf die Napftiefen und die untere Zapfenlänge ist minimal, ebenso wie die Verlängerung von h_{Gi} auf die Napftiefen und die obere Zapfenlänge.

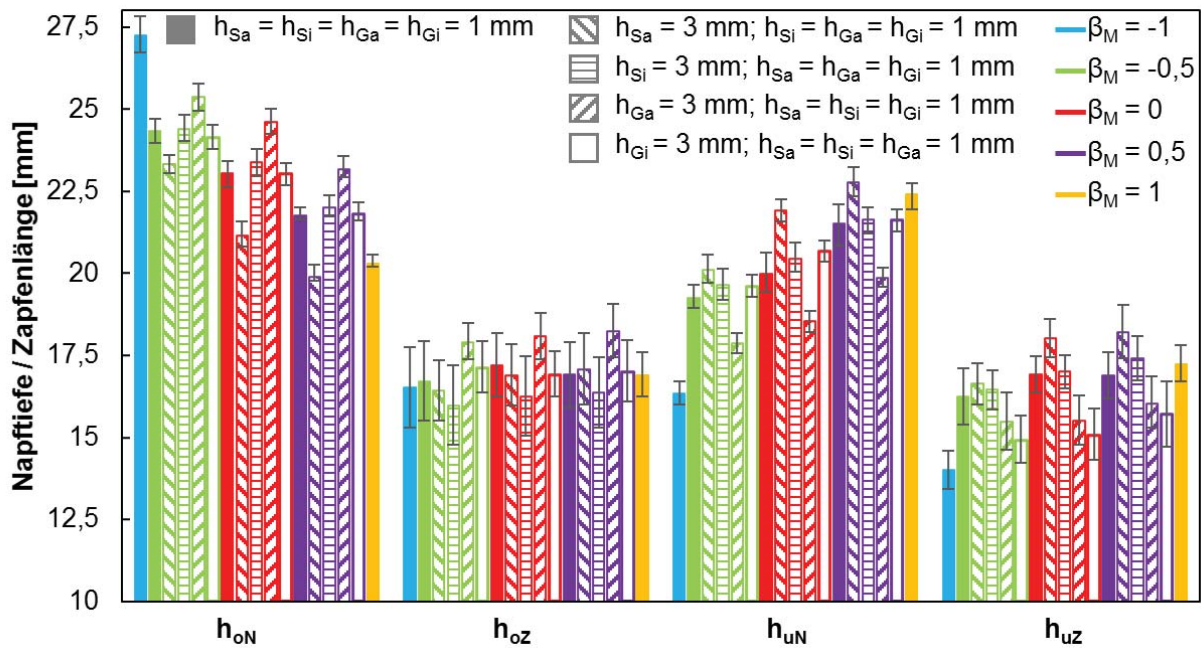


Bild 6.28: Einfluss des Matrizingeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und der Fließbundlängen (Vergrößerung von einer Fließbundlänge auf 3 mm) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} bei einem Umformweg $s_U = 16 \text{ mm}$ ($h_{0, \text{Soll}} = 20 \text{ mm}$; Zink-Stearat; $d_{Sa} = d_{Ga} = 20 \text{ mm}$; $d_{Si} = d_{Gi} = 7 \text{ mm}$; $v_{St, \text{Soll}} = 15 \text{ mm/s}$)

Auch **Bild 6.29** dient zur Beurteilung des Einflusses der Fließbundlängen auf den Werkstofffluss. Darin werden die Ergebnisse der Versuchsreihen A (**Bild 6.23**, $h_{Sa} = h_{Si} = h_{Ga} = h_{Gi} = 1 \text{ mm}$), L (**Bild 9.89**, $h_{Sa} = 1 \text{ mm}$, $h_{Si} = h_{Ga} = h_{Gi} = 3 \text{ mm}$), M (**Bild 9.90**, $h_{Si} = 1 \text{ mm}$, $h_{Sa} = h_{Ga} = h_{Gi} = 3 \text{ mm}$), N (**Bild 9.91**, $h_{Ga} = 1 \text{ mm}$, $h_{Sa} = h_{Si} = h_{Gi} = 3 \text{ mm}$) und O (**Bild 9.92**, $h_{Gi} = 1 \text{ mm}$, $h_{Sa} = h_{Si} = h_{Ga} = 3 \text{ mm}$) bei einem Umformweg von $s_U = 16 \text{ mm}$ miteinander verglichen. Bei all diesen Versuchsreihen betrug die Stößelgeschwindigkeit 15 mm/s . Werden drei der vier Fließbunde mit einer Länge von jeweils 3 mm ausgeführt und jeweils der verbleibende Fließbund 1 mm lang, verstärkt dies den Werkstofffluss in Richtung des Fließbundes mit 1 mm Länge. Im Fall von $h_{Sa} = 1 \text{ mm}$ vergrößert sich auch gleichzeitig der Werkstofffluss in den oberen Zapfen. Der Werkstofffluss in die unteren Werkstückbereiche verringert sich dagegen. Die Wahl von $h_{Si} = 1 \text{ mm}$ hat weiterhin eine Wirkung auf den Werkstofffluss in die unteren Zapfen. Diese werden kürzer und zeitgleich können keine Effekte auf die oberen und unteren Näpfe beobachtet werden. Neben der Vergrößerung des Werkstoffflusses in die unteren Näpfe bewirkt ein kurzer äußerer Fließbund am Gegenstempel eine Verringerung des Werkstoffflusses in alle weiteren Werkstückbereiche. Für die Effekte von $h_{Gi} = 1 \text{ mm}$ auf h_{oN} , h_{oZ} und h_{uN} können keine weiteren Schlüsse gezogen werden.

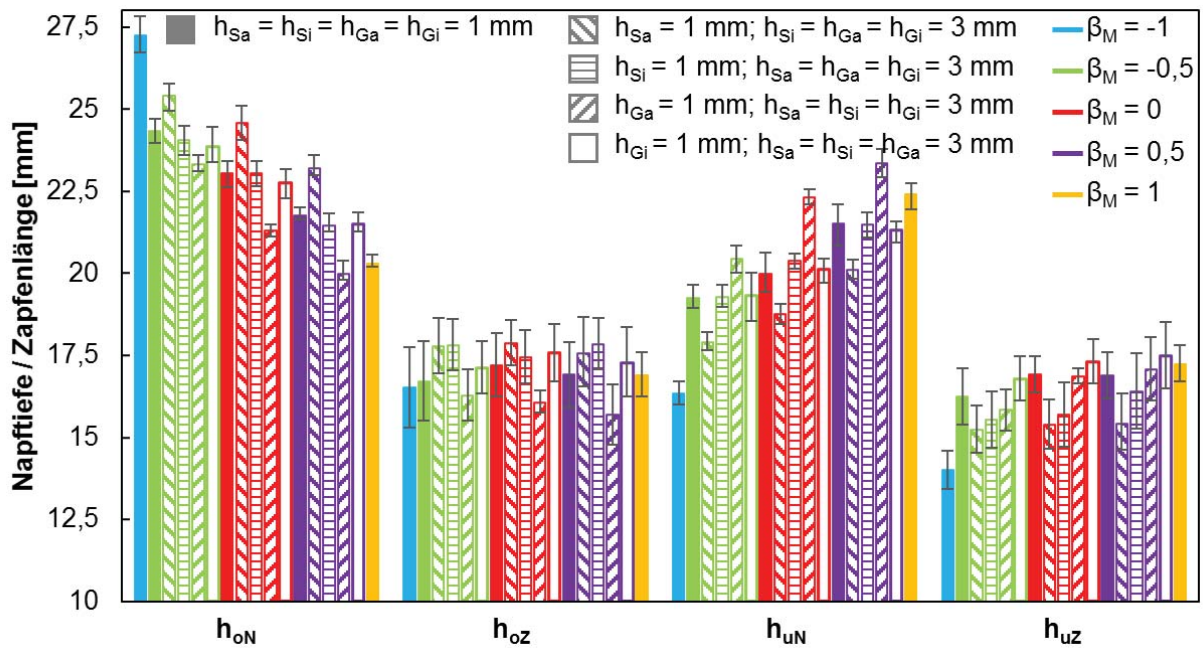


Bild 6.29: Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und der Fließbundlängen (Vergrößerung von drei Fließbundlängen auf 3 mm) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ} bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm ($h_{0, Soll} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{Sa} = d_{Ga} = 20$ mm; $d_{Si} = d_{Gi} = 7$ mm; $v_{St, Soll} = 15$ mm/s)

6.3 Gegenüberstellung der experimentellen und simulativ erzielten

Ergebnisse

In diesem Abschnitt wird das in diesem Kapitel verwendete Simulationsmodell anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen und dazu korrespondierenden Simulationsrechnungen verifiziert. Anschließend werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen und der durchgeführten Simulationsrechnungen zusammengefasst und miteinander verglichen. Dadurch lässt sich insbesondere darauf schließen, wie passend die durchgeführten Experimente durch das verwendete Simulationsmodell abgebildet werden können.

6.3.1 Verifizierung des Simulationsmodells

Zur Verifizierung des in **Abschnitt 6.1** verwendeten Simulationsmodells wurden die experimentellen Untersuchungen der Versuchsreihen A-Q aus **Abschnitt 6.2** simulativ nachgebildet. Der Umfang umfasste je Versuchsreihe und Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis fünf Simulationsrechnungen, um auch Aussagen über die Reproduzierbarkeit treffen zu können. In den Simulationen wurden die Rohteile geometrisch mit den Mittelwerten der Roh-teilhöhen und -durchmesser der in der entsprechenden Versuchsreihe und bei einem bestimmten Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis verwendeten Rohteile modelliert. Die Starttemperaturen von Roh- und Aktivteilen wurden ebenfalls durch Mittelwertbildung aus den jeweils korrespondierenden Experimenten gewonnen. Für die Stößelgeschwindigkeit und die

Matrizengeschwindigkeit wurden jeweils die tatsächlich gemessenen Weg-Zeit-Kurven aus den entsprechenden Versuchsreihen verwendet. Bei einem Umformweg von $s_U = 16$ mm beträgt in allen 280 Simulationsrechnungen die maximale Abweichung der Napftiefen zu den Mittelwerten aus den jeweils fünf zusammengehörenden Wiederholungen 0,09 mm und die der Zapfenlängen 0,06 mm. Die Toleranz für die simulative Bestimmung der Werkstücklängen kann daher mit $\pm 0,1$ mm angegeben werden. In **Tabelle 6.7** werden die bei einem Umformweg von 16 mm experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe A mit den Ergebnissen der dazu korrespondierenden Simulationsrechnungen verglichen.

Tabelle 6.7: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe A bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-1	27,24	+0,59	16,52	+1,22	16,35	+0,37	14,00	+0,59	27,23	16,91	16,56	14,27
		-0,53		-1,23		-0,36		-0,58				
-0,5	24,32	+0,37	16,71	+1,22	19,26	+0,39	16,23	+0,87	24,09	16,88	19,18	16,25
		-0,36		-1,21		-0,33		-0,86				
0	23,05	+0,36	17,20	+0,97	20,00	+0,64	16,91	+0,57	23,22	17,09	19,93	16,76
		-0,43		-0,94		-0,57		-0,54				
0,5	21,75	+0,27	16,91	+0,98	21,50	+0,60	16,90	+0,68	22,01	17,12	21,06	17,06
		-0,11		-1,01		-0,66		-0,71				
1	20,29	+0,28	16,89	+0,71	22,39	+0,35	17,22	+0,57	20,24	16,53	22,62	17,48
		-0,09		-0,65		-0,46		-0,53				

Alle simulativ ermittelten Größen der Versuchsreihe A liegen im Toleranzbereich der entsprechenden Werte aus den Experimenten. Die simulativ ermittelten Napftiefen weichen maximal um 0,45 mm und die Zapfenlängen um 0,36 mm von den experimentell bestimmten Werten ab. Die Gegenüberstellungen der experimentellen und simulativen Ergebnisse der Versuchsreihen B-Q finden sich in **Tabelle 9.3** bis **Tabelle 9.17** im **Anhang V**. Die größte Abweichung bei den Napftiefen ist kleiner als 0,5 mm und bei den Zapfenlängen kleiner als 1 mm und in jedem Fall kleiner als die jeweilige Summe der für die Experimente und die Simulationsrechnungen bestimmten Fehler.

6.3.2 Zusammenfassung und Vergleich der experimentellen und simulativen Ergebnisse

Die experimentellen Untersuchungen und die dazu korrespondierenden Prozesssimulationen bestätigen in guter Übereinstimmung das aus der Literatur bekannte Verhalten, dass der Werkstofffluss in hohem Maße von den relativen Querschnittsänderungen der einzelnen kombinierten Fließpressprozesse abhängt (**Bild 6.24**, **Tabelle 6.7**, **Tabelle 9.16**, **Tabelle 9.17**). Außerdem zeigt sich in den experimentellen Ergebnissen ein Einfluss von der Rohteilhöhe auf den Werk-

stofffluss, welcher in einzelnen durchgeführten Simulationsrechnungen ebenfalls abgebildet wird, jedoch nicht durch die stochastische Prozesssimulation (**Bild 6.20, Bild 6.27, Tabelle 6.7, Tabelle 9.5, Tabelle 9.6**).

Wie die Experimente und die damit korrespondierenden Simulationsrechnungen zeigen, kann durch die Wahl des tribologischen Systems (**Bild 6.11, Bild 6.12, Bild 6.26, Tabelle 6.7, Tabelle 9.7**), der Stößelgeschwindigkeit (**Bild 6.13, Bild 6.25, Tabelle 6.7, Tabelle 9.3, Tabelle 9.4**), des Verhältnisses aus Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit (**Bild 6.11 bis Bild 6.20, Bild 9.79, Bild 6.24 bis Bild 6.29, Tabelle 6.7, Tabelle 9.3 bis Tabelle 9.17**) sowie der Fließbundlängen (**Bild 6.16 bis Bild 6.19, Bild 6.28 bis Bild 6.29, Tabelle 6.7, Tabelle 9.8 bis Tabelle 9.15**) gezielt Einfluss auf den Werkstofffluss genommen werden.

Die Effekte dieser Prozessparameter stehen größtenteils in Wechselwirkung untereinander sowie mit der Rohteilhöhe und den geometrischen Werkstückverhältnissen. Unter anderem stellt sich z. B. der Werkstofffluss unabhängig von der Stößelgeschwindigkeit, den tribologischen Bedingungen und der Rohteilhöhe für $\beta_M = 0,5$ ein. Im Allgemeinen sind die Effekte auf die Napftiefen ausgeprägter als auf die Zapfenlängen. Die größeren Streuungen traten in den Experimenten für die Zapfenlängen auf. Aus der stochastischen Prozesssimulation geht hervor, dass der Werkstofffluss auch durch das Verhältnis aus Gegenstempel- und Stößelgeschwindigkeit beeinflusst werden kann und der Wärmeübergangskoeffizient keinerlei Einfluss auf den Werkstofffluss aufweist.

Die aus dem Metamodell der stochastischen Prozesssimulation abgeleiteten Werkstücklängen weichen bei absoluter Betrachtung von den experimentellen Ergebnissen und den Ergebnissen der dazugehörigen Simulationsrechnungen teilweise ab. Dies trifft insbesondere für Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse von -1 und 1 sowie für die unteren Werkstückbereiche zu. Im Folgenden werden die Effekte auf die Längen der einzelnen Werkstückbereiche zusammengefasst.

6.3.2.1 Effekte auf die obere Napftiefe

Aus den durchgeführten Experimenten zur Untersuchung des Werkstoffflusses können für die Effekte auf den oberen Napf die folgenden Schlüsse gezogen werden:

- Eine Bewegung der Matrize entgegen der Stempelbewegungsrichtung bewirkt eine Vergrößerung der oberen Napftiefe und eine Bewegung in Stempelbewegungsrichtung eine Verkürzung der oberen Napftiefe. Bei geringer Reibung ist kein Effekt auf die obere Napftiefe für $\beta_M > 0$ zu beobachten. Bei dicken Napfwänden wird die obere Napftiefe für $\beta_M < -0,5$ nicht weiter beeinflusst.

- Eine Erhöhung der Stößelgeschwindigkeit vergrößert die obere Napftiefe für $\beta_M = 0$ und $\beta_M = -0,5$. Die obere Napftiefe ist unabhängig von der Stößelgeschwindigkeit für $\beta_M = 0,5$.
- Eine Erhöhung der Reibung vergrößert die obere Napftiefe für $\beta_M = 0$, $\beta_M = -0,5$ sowie $\beta_M = -1$ und verkleinert die obere Napftiefe für $\beta_M = 1$. Die obere Napftiefe ist unabhängig von der Reibung für $\beta_M = 0,5$.
- Eine Erhöhung der Rohteilhöhe vergrößert die obere Napftiefe für $\beta_M = 0$ und $\beta_M = -0,5$. Die obere Napftiefe ist unabhängig von der Rohteilhöhe für $\beta_M = 0,5$.
- Die obere Napftiefe kann durch einen langen Fließbund h_{Sa} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verkleinert und durch einen langen Fließbund h_{Ga} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen vergrößert werden. Außerdem kann die obere Napftiefe durch einen kurzen Fließbund h_{Sa} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verlängert und durch einen kurzen Fließbund h_{Ga} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verkleinert werden.

Die Effekte auf die obere Napftiefe h_{oN} können simulativ abgebildet werden, wie die zu den Experimenten korrespondierenden Simulationsrechnungen zeigen. Auf den Einfluss der Bewegung der Matrize, der Reibung und der Verlängerung der Fließbundlängen von h_{Sa} und h_{Ga} kann qualitativ auch durch die stochastische Prozesssimulation geschlossen werden, auf den Einfluss der Stößelgeschwindigkeit und der Rohteilhöhe dagegen nicht. Aus der stochastischen Prozesssimulation kann gefolgert werden, dass eine Bewegung des Gegenstempels entgegen der Stempelbewegung den Werkstofffluss in den oberen Napf verringert und in Stempelbewegungsrichtung die obere Napftiefe vergrößert.

6.3.2.2 Effekte auf die obere Zapfenlänge

Aus den durchgeführten Experimenten zur Untersuchung des Werkstoffflusses können für die Effekte auf den oberen Zapfen die folgenden Schlüsse gezogen werden:

- Der Effekt der Bewegung der Matrize auf die obere Zapfenlänge ist gering und nicht verallgemeinerbar.
- Der Effekt der Stößelgeschwindigkeit auf die obere Zapfenlänge ist gering und nicht verallgemeinerbar.
- Die obere Zapfenlänge wird durch eine Erhöhung der Reibung verlängert.
- Der Effekt der Rohteilhöhe auf die obere Zapfenlänge ist gering und nicht verallgemeinerbar.

- Die obere Zapfenlänge kann durch einen langen Fließbund h_{Si} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verkürzt und durch einen langen Fließbund h_{Ga} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verlängert werden. Außerdem kann die obere Zapfenlänge durch kurze Fließbunde h_{Si} oder h_{Sa} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verlängert und durch einen kurzen Fließbund h_{Ga} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verkleinert werden.

Die Effekte auf die obere Zapfenlänge h_{oZ} können simulativ abgebildet werden, wie die zu den Experimenten korrespondierenden Simulationsrechnungen zeigen. Auf den Einfluss der Reibung und der Verlängerung der Fließbundlängen von h_{Si} und h_{Ga} kann qualitativ auch durch die stochastische Prozesssimulation geschlossen werden. Die stochastische Prozesssimulation zeigt, dass eine Bewegung des Gegenstempels entgegen der Stempelbewegung die obere Zapfenlänge verkürzt.

6.3.2.3 Effekte auf die untere Napftiefe

Aus den durchgeführten Experimenten zur Untersuchung des Werkstoffflusses können für die Effekte auf den unteren Napf die folgenden Schlüsse gezogen werden:

- Eine Bewegung der Matrize entgegen der Stempelbewegungsrichtung bewirkt eine Verkleinerung der unteren Napftiefe und eine Bewegung in Stempelbewegungsrichtung eine Verlängerung der oberen Napftiefe. Bei geringer Reibung ist kein Effekt auf die untere Napftiefe für $\beta_M > 0$ zu beobachten. Bei dicken Napfwänden wird die untere Napftiefe für $\beta_M < -0,5$ nicht weiter beeinflusst.
- Eine Erhöhung der Stößelgeschwindigkeit verkleinert die untere Napftiefe für $\beta_M = 0$ und $\beta_M = -0,5$. Die untere Napftiefe ist unabhängig von der Stößelgeschwindigkeit für $\beta_M = 0,5$.
- Eine Erhöhung der Reibung verkleinert die untere Napftiefe für $\beta_M = 0$, $\beta_M = -0,5$ sowie $\beta_M = -1$ und vergrößert die untere Napftiefe für $\beta_M = 1$. Die untere Napftiefe ist unabhängig von der Reibung für $\beta_M = 0,5$.
- Eine Erhöhung der Rohteilhöhe verkleinert die untere Napftiefe für $\beta_M = 0$ und $\beta_M = -0,5$. Die untere Napftiefe ist unabhängig von der Rohteilhöhe für $\beta_M = 0,5$.
- Die untere Napftiefe kann durch einen langen Fließbund h_{Ga} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verkleinert und durch einen langen Fließbund h_{Sa} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen vergrößert werden. Außerdem kann die untere Napftiefe durch einen kurzen Fließbund h_{Ga} im Vergleich mit den anderen Fließ-

bundlängen vergrößert und durch einen kurzen Fließbund h_{Sa} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verkleinert werden.

Die Effekte auf die untere Napftiefe h_{uN} können simulativ abgebildet werden, wie die zu den Experimenten korrespondierenden Simulationsrechnungen zeigen. Auf den Einfluss der Bewegung der Matrize, der Reibung und der Verlängerung der Fließbundlängen von h_{Sa} und h_{Ga} kann qualitativ auch durch die stochastische Prozesssimulation geschlossen werden, auf den Einfluss der Stößelgeschwindigkeit und der Rohteilhöhe dagegen nicht. Aus der stochastischen Prozesssimulation kann der Schluss gezogen werden, dass eine Bewegung des Gegenstempels entgegen der Stempelbewegung den Werkstofffluss in den unteren Napf vergrößert und in Stempelbewegungsrichtung die untere Napftiefe verringert.

6.3.2.4 Effekte auf die untere Zapfenlänge

Aus den durchgeführten Experimenten zur Untersuchung des Werkstoffflusses können für die Effekte auf den unteren Zapfen die folgenden Schlüsse gezogen werden:

- Eine Bewegung der Matrize entgegen der Stempelbewegungsrichtung bewirkt eine Verkürzung der unteren Zapfenlänge und eine Bewegung in Stempelbewegungsrichtung eine Verlängerung der unteren Zapfenlänge. Ausnahmen bestehen bei geringer Reibung und dicken Napfwänden, so dass hier eine Bewegung der Matrize in Stempelbewegungsrichtung ebenfalls eine Verkürzung der unteren Zapfenlänge bewirkt.
- Eine Erhöhung der Stößelgeschwindigkeit führt zu kürzeren unteren Zapfen für $\beta_M = 0$ und $\beta_M = -0,5$. Die untere Zapfenlänge ist unabhängig von der Stößelgeschwindigkeit für $\beta_M = 0,5$.
- Die untere Zapfenlänge wird durch eine Erhöhung der Reibung für $\beta_M \neq -1$ verlängert und für $\beta_M = -1$ verkürzt.
- Eine Erhöhung der Rohteilhöhe verkürzt die untere Zapfenlänge für $\beta_M = 0$ und $\beta_M = -0,5$. Die untere Zapfenlänge ist unabhängig von der Rohteilhöhe für $\beta_M = 0,5$.
- Die untere Zapfenlänge kann durch lange Fließbunde h_{Gi} oder h_{Ga} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verkürzt und durch einen langen Fließbund h_{Sa} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verlängert werden. Außerdem kann die untere Zapfenlänge durch einen kurzen Fließbund h_{Gi} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verlängert und durch kurze Fließbunde h_{Sa} oder h_{Si} im Vergleich mit den anderen Fließbundlängen verkürzt werden.

Die Effekte auf die untere Zapfenlänge h_{uZ} können simulativ abgebildet werden, wie die zu den Experimenten korrespondierenden Simulationsrechnungen zeigen. Auf den Einfluss der Bewegung der Matrize, der Reibung und der Verlängerung der Fließbundlängen von h_{Gi} , h_{Sa} und h_{Ga}

kann qualitativ auch durch die stochastische Prozesssimulation geschlossen werden, auf den Einfluss der Stößelgeschwindigkeit und der Rohteilhöhe dagegen nicht. Aus der stochastischen Prozesssimulation kann gefolgert werden, dass eine Bewegung des Gegenstempels entgegen der Stempelbewegung den Werkstofffluss in den unteren Zapfen verstärkt und in Stempelbewegungsrichtung die untere Zapfenlänge verkürzt.

6.4 Zwischenfazit aus den simulativen und experimentellen Untersuchungen zum Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Im ersten Abschnitt dieses Kapitels wurde eine stochastische Prozesssimulation des VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit zusätzlich zur Stempelbewegung bewegter Matrize und bewegtem Gegenstempel durchgeführt. Dazu wurde zunächst der zu untersuchende Parameterraum definiert und ein parametrisiertes Simulationsmodell aufgebaut. Dabei wurden aufgrund der guten Ergebnisse bei den zuvor in **Kapitel 4** dieser Arbeit durchgeführten Simulationsrechnungen wieder das Werkstoffmodell nach Johnson und Cook (**Gl. (17)**) sowie das Übergangsreibungmodell (**Gl. (24)**) verwendet. Als Vorteil hat es sich erwiesen, dass durch die durchgängige Verwendung der Softwarepakete *simufact.forming*, *optiSlang* und *MATLAB* in der Arbeit bei der Ablaufautomatisierung auf die bereits in **Kapitel 4** beschriebene Schnittstellenprogrammierung zurückgegriffen werden konnte. Die Auswertung der Simulationsergebnisse erfolgte mittels eines mit *optiSlang* generierten Metamodells. Das Ziel der stochastischen Prozesssimulation, den Einfluss verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss systematisch zu untersuchen, konnte erreicht werden. Zentrales Ergebnis dieses Abschnitts bilden die ermittelten Korrelationen (**Bild 6.6**) zwischen jeweils zwei der vier für die untersuchte Verfahrenskombination relevanten Werkstückbereiche:

- Die Länge des oberen Zapfens ist fast unabhängig von der Tiefe des oberen Napfes.
- Werkstücke mit großen unteren Napftiefen oder langen unteren Zapfen können nur bei gleichzeitig geringen oberen Napftiefen und umgekehrt hergestellt werden.
- Je größer die obere Zapfenlänge ist, desto eher weist die untere Napftiefe kleinere Werte und die untere Zapfenlänge größere Werte auf.
- Der untere Zapfen ist eher lang, insofern der untere Napf tief ist.

Außerdem wurde anhand der stochastischen Prozesssimulation ermittelt, von welchen der untersuchten Prozessparametern der Werkstofffluss in die vier Werkstückbereiche abhängt. Dies sind, beginnend mit jeweils demjenigen Parameter, welcher den größten Einfluss hat, jeweils in absteigender Reihenfolge

- für die obere und die untere Napftiefe das Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis, das Gegenstempelgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis, die Reibungszahl, der Reibfaktor und die Länge des äußeren Fließbundes,
- für die obere Zapfenlänge die Reibungszahl, der Reibfaktor, die Länge des äußeren Fließbundes, das Gegenstempelgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis und das Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis und
- für die untere Zapfenlänge das Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis, die Reibungszahl, das Gegenstempelgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis und der Reibfaktor.

In Ergänzung zur stochastischen Prozesssimulation wurden in **Abschnitt 6.2** umfangreiche experimentelle Untersuchungen des VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize mit der in **Kapitel 5** vorgestellten Anlagen- und Werkzeugtechnik durchgeführt. Die Auswertung der Effekte auf den Werkstofffluss erfolgte bei den experimentellen Untersuchungen anhand der gleichen geometrischen Größen wie bei den simulativen Untersuchungen. Im Rahmen der Experimente wurde auch der Einfluss der geometrischen Werkzeugverhältnisse, also von den relativen Querschnittsänderungen der einzelnen kombinierten Fließpressprozesse, untersucht. Von ihnen hängt der Werkstofffluss in hohem Maße ab.

In **Abschnitt 6.3** wird das verwendete Simulationsmodell anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen aus **Abschnitt 6.2** und dazu korrespondierenden Simulationsrechnungen verifiziert. Als Ergebnis dieser Arbeiten kann festgehalten werden, dass die größte Abweichung zwischen Simulationsrechnungen und Experimenten für die Napftiefen kleiner ist als 0,5 mm und für die Zapfenlängen kleiner als 1 mm. In jedem Fall sind die ermittelten Abweichungen kleiner als die jeweilige Summe der für die Experimente und die Simulationsrechnungen bestimmten Fehler. Die experimentell ermittelten Werkstücklängen können also in sehr guter Übereinstimmung durch mit den Experimenten korrespondierenden Simulationsrechnungen abgebildet werden. Letztendlich wurde somit der Nachweis erbracht, dass die in **Kapitel 4** invers identifizierten Modellparameter sowie die verwendeten Werkstoff- und Reibungsmodelle sich sehr gut für die Simulation des VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize eignen. Die aus dem Metamodell der stochastischen Prozesssimulation abgeleiteten Werkstücklängen weichen bei absoluter Betrachtung teilweise von den experimentellen Ergebnissen ab. Dies trifft insbesondere für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse von -1 und 1 sowie für die unteren Werkstückbereiche zu. Der sich in den Experimenten und in damit korrespondierenden Simulationsrechnungen zeigende Einfluss der Rohteilhöhe wird durch die stochastische Prozess-

simulation nicht abgebildet. Diese Abweichungen liegen vermutlich an den Werten der Prognosefähigkeit des Metamodells für die einzelnen Werkstücklängen im Bereich von 83 % bis 91 %. Für eine höhere Prognosefähigkeit hätten wesentlich mehr als 422 Simulationsdesigns berechnet werden müssen. Die aus der stochastischen Prozesssimulation gewonnenen qualitativen Aussagen zum Einfluss der untersuchten Prozessparameter auf den Werkstofffluss wären damit aber bei einem wesentlich höheren Rechenaufwand nur unwesentlich besser geworden. Da in dieser Arbeit ohnehin auch experimentelle Untersuchungen und weitere mit den Experimenten korrespondierende Simulationsrechnungen durchgeführt wurden, hätte sich die Aussagekraft der stochastischen Prozesssimulation auch in Hinblick auf quantitative Aussagen zum Werkstofffluss nicht wesentlich erhöht.

Die angewendete Vorgehensweise aus stochastischen Simulationen, umfangreichen experimentellen Untersuchungen und einer abschließenden Verifizierung des verwendeten Simulationsmodells eignete sich zur Beantwortung der Frage, welche Prozessparameter den Werkstofffluss beim VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit mehreren bewegten Werkzeugelementen in welcher Weise beeinflussen sehr gut. Zusammengefasst hängt der Werkstofffluss bei der untersuchten Verfahrenskombination im Rahmen der untersuchten Parameterbereiche qualitativ von der in **Tabelle 6.8** dargestellten Weise ab. In der Tabelle ist durch Pfeile mit unterschiedlichen Richtungen grafisch gekennzeichnet, ob bei Veränderung eines Prozessparameters von klein nach groß jeweils in Abhängigkeit vom Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis β_M mehr (\uparrow), ungefähr gleichviel (\rightarrow) oder weniger (\downarrow) Werkstoff in die vier bei der untersuchten Verfahrenskombination relevanten Werkstückbereiche fließt. Mit niedriger Reibung sind niedrige Werte von μ bzw. m gemeint bzw. das Umformöl *Gardolube 6051* aus den experimentellen Untersuchungen. Mit hoher Reibung sind größere Werte von μ bzw. m gemeint bzw. der in den Experimenten verwendete Schmierstoff Zink-Stearat. Eine kleine Fließbundlänge bedeutet hierbei klein im Verhältnis zu den anderen drei Fließbundlängen und groß bedeutet umgekehrt eine große Fließbundlänge im Verhältnis zu den anderen drei Fließbundlängen.

Tabelle 6.8: Effekte (qualitativ) auf den Werkstofffluss durch die in dieser Arbeit untersuchten Prozessparameter (↑: mehr Werkstofffluss, →: gleichbleibender Werkstofffluss, ↓: weniger Werkstofffluss)

Prozessparameter		Effekt auf			
	Geschwindigkeitsverhältnis	h_{oN}	h_{oZ}	h_{uN}	h_{uZ}
Innendurchmesser Stempel / Gegenstempel d_{Si} / d_{Gi} 7 mm → 9 mm	$\beta_M = -1$	↓	→	↓	→
	$\beta_M = -0,5$	↓	→	↓	↓
	$\beta_M = 0$	↓	→	↓	↓
	$\beta_M = 0,5$	↓	→	↓	→
	$\beta_M = 1$	↓	↓	↓	→
Außendurchmesser Stempel / Gegenstempel d_{Sa} / d_{Ga} 18 mm → 22 mm	$\beta_M = -1$	↑	↑	↑	↑
	$\beta_M = -0,5$	↑	↑	↑	↑
	$\beta_M = 0$	↑	↑	↑	↑
	$\beta_M = 0,5$	↑	↑	↑	↑
	$\beta_M = 1$	↑	↑	↑	↑
Stößelgeschwindigkeit v_{St} 15 mm/s → 25 mm/s	$\beta_M = -0,5$	↑	↑	↓	↓
	$\beta_M = 0$	↑	↑	↓	↓
	$\beta_M = 0,5$	→	→	→	→
Geschwindigkeitsverhältnis β_G -1 → 0,5	$\beta_M = -0,5$	↑	↑	↓	↓
	$\beta_M = 0$	↑	↑	↓	↓
	$\beta_M = 0,5$	↑	↑	↓	↓
Reibung niedrig → hoch	$\beta_M = -1$	↑	↑	↓	→
	$\beta_M = -0,5$	↑	↑	↓	↑
	$\beta_M = 0$	↑	↑	↓	↑
	$\beta_M = 0,5$	→	↑	→	↑
	$\beta_M = 1$	↓	↑	↑	↑
Rohteilhöhe h_0 18 mm → 22 mm	$\beta_M = -0,5$	↑	↑	↓	↓
	$\beta_M = 0$	↑	→	↓	↓
	$\beta_M = 0,5$	→	→	→	→
Fließbundlänge h_{Sa} klein → groß	$\beta_M = -0,5$	↓	↓	↑	↑
	$\beta_M = 0$	↓	↓	↑	↑
	$\beta_M = 0,5$	↓	↓	↑	↑
Fließbundlänge h_{Si} klein → groß	$\beta_M = -0,5$	→	↓	→	↑
	$\beta_M = 0$	→	↓	→	↑
	$\beta_M = 0,5$	→	↓	→	↑
Fließbundlänge h_{Ga} klein → groß	$\beta_M = -0,5$	↑	↑	↓	→
	$\beta_M = 0$	↑	↑	↓	→
	$\beta_M = 0,5$	↑	↑	↓	→
Fließbundlänge h_{Gi} klein → groß	$\beta_M = -0,5$	→	→	→	↓
	$\beta_M = 0$	→	→	→	↓
	$\beta_M = 0,5$	→	→	→	↓

Abschließend können hinsichtlich des Werkstoffflusses beim VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumumlegung EN AW 1050A mit mehreren bewegten Werkzeugelementen die folgenden Ergebnisse festgehalten werden:

- Der Werkstofffluss hängt in hohem Maße von den relativen Querschnittsänderungen der einzelnen kombinierten Fließpressprozesse ab.
- Durch die Wahl des tribologischen Systems, der Stößelgeschwindigkeit, des Verhältnisses aus Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit bzw. Gegenstempel- und Stößelgeschwindigkeit sowie der Fließbundlängen kann gezielt Einfluss auf den Werkstofffluss genommen werden.
- Die Effekte der Prozessparameter auf den Werkstofffluss stehen größtenteils in Wechselwirkung untereinander sowie mit der Rohteilhöhe und den geometrischen Werkstückverhältnissen.

Die Integration von zusätzlichen Werkzeugbewegungsachsen in Umformwerkzeuge zum Fließpressen hat einen hohen werkzeug- und anlagentechnischen Aufwand zur Folge. Als Fazit aus den durchgeführten Untersuchungen besteht darin jedoch ein geeignetes Mittel zur Steuerung des Werkstoffflusses in kombinierten Fließpressprozessen.

Im nächsten Kapitel folgt ein Fazit aus den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen. Außerdem werden darin zukünftige Anwendungsmöglichkeiten für die Nutzung dieser Erkenntnisse beschrieben sowie der weitere Forschungsbedarf erörtert.

7 Gewonnene Erkenntnisse dieser Arbeit und zukünftige Anwendungsmöglichkeiten für deren Nutzung

In diesem Kapitel wird zunächst das Fazit aus den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen gezogen. Weiterhin werden Möglichkeiten zur Nutzung der gewonnenen Erkenntnisse vorgestellt. Aufbauend auf dem Thema und den Erkenntnissen dieser Arbeit wird außerdem ein Ausblick auf den zukünftigen Forschungsbedarf gegeben.

7.1 Fazit aus den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen

Die Darstellungen zum Fazit aus den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen erfolgen thematisch unterteilt in vier Abschnitten. Sie beziehen sich auf die

- durchgeführten Versuchsreihen zum VR-NR-FP und NV-NR-FP, auf die
- inverse Identifizierung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen, auf die
- realisierte Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen sowie auf die
- simulativen und experimentellen Untersuchungen zum VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen.

7.1.1 Fazit aus den durchgeführten Versuchsreihen zum Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen und Napf-Vorwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen

An die Rohteile angeschweißte Thermoelemente ermöglichten die Messung der Werkstücktemperatur im Bereich der oberen Napfwand während einigen der durchgeführten Versuche zum VR-NR-FP und NV-NR-FP mit jeweils einem bewegten Werkzeugelement. Die Erfassung der Werkstücktemperatur während der Umformversuche hatte zwar einen hohen experimentellen Aufwand zur Folge, der jedoch im Verhältnis zum Mehrwert der dadurch gewonnenen Daten steht, insbesondere für die im Anschluss an die Experimente durchgeführte inverse Identifizierung von Simulationsmodellparametern. Zwischen Experimenten zum VR-NR-FP und NV-NR-FP mit den Schmierstoffen Zink-Stearat und *OK-00110/2009* bestehen nur geringe Unterschiede hinsichtlich Werkstofffluss, Stempelkraft und Werkstücktemperatur. Im Gegensatz dazu kann durch Verwendung des Umformöls *Gardolube 6051* Einfluss auf Werkstofffluss, Stempelkraft und Werkstücktemperatur genommen werden. Unterschiede in der Stößelgeschwindigkeit im untersuchten Bereich von ca. 20 mm/s bis ca. 60 mm/s machen sich bei den durchgeführten Versuchen nicht auf den Werkstofffluss und die Stempelkraft bemerkbar.

Es kann von einer hohen Übertragbarkeit der Ergebnisse auf weitere kombinierte Fließpressprozesse bei Verwendung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A als Umformwerkstoff und der Schmierstoffe Zink-Stearat, *OK-00110/2009* oder *Gardolube 6051* ausgegangen werden.

7.1.2 Fazit aus der inversen Identifizierung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen

Die in dieser Arbeit aufgezeigte Methodik zur inversen Identifizierung von Simulationsmodellparametern ermöglicht eine sehr hohe Berechnungsgenauigkeit des Werkstoffflusses bei der FEM-Simulation von kombinierten Fließpressprozessen der Aluminiumlegierung EN AW 1050A. Es ist eine hohe Übertragbarkeit der auf Basis der Experimente zum VR-NR-FP und NV-NR-FP mit jeweils einem bewegten Werkzeugelement identifizierten Simulationsmodellparameter auf das VV-NV-VR-NR-FP (Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen) mit mehreren bewegten Werkzeugelementen gegeben. Die Wahl, das Werkstoffmodell von Johnson und Cook und das Übergangsreibungsmodell zur Abbildung der werkstoffspezifischen und tribologischen Gegebenheiten zu verwenden, erwies sich als gut, auch für höhere Umformgrade als $\varphi = 0,7$. Aus den experimentell gewonnenen Daten zur Geometrie der erzeugten Werkstücke an unterschiedlichen Umformwegen, zu Kraft-Stößelweg-Verläufen sowie Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verläufen konnten gleichzeitig rheologische, tribologische, thermische sowie mechanische Modellparameter für die Aluminiumlegierung EN AW 1050A sowie zwei unterschiedliche Schmierstoffsysteme und die Steifigkeit des verwendeten Werkzeugs mittels FEM-Simulationen invers identifiziert werden. Das Problem der teilweise mangelhaften Übertragbarkeit von bisher bekannten Beispielen bei der inversen Identifikation von Modellparametern auf die Simulation von realen Umformprozessen kann vermieden werden, indem die experimentellen Daten wie in dieser Arbeit aus tatsächlichen Umformprozessen gewonnen werden und nicht aus plasto-mechanischen Tests zur Werkstoffcharakterisierung.

Der zunächst definierte Parameterraum konnte im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse durch die Eliminierung nicht signifikanter Modellparameter und die Formulierung von Nebenbedingungen eingeschränkt werden. Dieses Vorgehen ist trotz des hohen Zeitaufwands zu empfehlen, da es die Konvergenzgeschwindigkeit der anschließenden inversen Parameteridentifizierung erhöht. Als großen Vorteil hat es sich erwiesen, dass die Simulationsmodelle derart aufgebaut wurden, dass alle zu variierenden Parameter durch das Eingeben von numerischen Werten in die zu den Simulationsmodellen gehörenden *.txt-Dateien verändert werden können. Nur dadurch und in Verbindung mit einem automatisierten Prozessablauf konnte der Berechnung der großen Anzahl an notwendigen Simulationen nachgekommen werden.

Für die eigentliche inverse Parameteridentifizierung kamen ein genetischer Algorithmus und anschließend im dabei gefundenen Bereich des globalen Optimums ein adaptives Antwortflächenverfahren zur Verfeinerung des Ergebnisses zum Einsatz. Die im Rahmen von Stauchversuchen ermittelten Werkstoffmodellparameter konnten als Startwerte bei der inversen Parameteridentifizierung verwendet werden. Dies führt zu einer schnelleren Konvergenz. Als weiterer Vorteil der zuvor durchgeführten Sensitivitätsanalyse konnte für die Anwendung des genetischen Algorithmus eine Startpopulation aus denjenigen Designs mit den geringsten Abweichungen zu den aufgestellten Zielfunktionen definiert werden. Auch dies führt zu einer schnelleren Lösung der eigentlichen Optimierungsaufgabenstellung. Die tribologischen Modellparameter zeigten bei Anwendung des genetischen Algorithmus ein deutliches Konvergenzverhalten. Im Gegensatz dazu konvergierten die weiteren Modellparameter wie etwa die Werkstoffmodellparameter nicht bzw. nicht so deutlich. Dies ist ein Anzeichen dafür, dass eine gewissermaßen zufällige Kombination dieser Parameter zu niedrigen Zielgrößen führen und sich die Wahl eines genetischen Algorithmus für die Suche nach dem globalen Optimum als richtig erwiesen hat.

Es ist von einer hohen Übertragbarkeit der angewendeten Methodik auf andere Umformwerkstoffe, Schmierstoffe und andere Umformverfahren auszugehen. Der damit verbundene experimentelle und simulative Aufwand für die Identifizierung der Modellparameter erscheint jedoch relativ hoch. In Bezug auf die Güte der erstellten Simulationsmodelle hingegen ist er vertretbar.

7.1.3 Fazit aus der realisierten Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Die Beschreibung der Ein- und Ausgangsgrößen Information, Stoff und Energie sowie Funktionen der sogenannten „abstrakten Maschine“ eignete sich gut, um daraus die konkrete Aufgabe zur Entwicklung der Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen im Rahmen dieser Arbeit abzuleiten. Das angewendete Verfahren ist für die Entwicklung von Maschinen und Anlagen mit komplexen Wirkzusammenhängen weiterzuempfehlen. Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Anlage besteht im Wesentlichen aus einem Hydraulikaggregat samt Ventilblock, der Werkzeugsensorik und der dazugehörigen Werkzeugsteuerung. Die Werkzeugtechnik umfasst das eigentliche Umformwerkzeug sowie Werkzeuggestelle mit zusätzlichen hydraulischen Bewegungsachsen.

Mit der Anlage können sowohl die Lage als auch die Kraft von bis zu zwei zusätzlichen Werkzeugachsen geregelt werden, wodurch eine größtmögliche Flexibilität für die Verwendung der Anlage für verschiedenartige Umformprozesse mit mehreren Werkzeugbewegungsachsen gegeben ist. Mehr als zwei zusätzliche hydraulische Werkzeugachsen können mit der entwickelten Anlagentechnik jedoch nicht betrieben werden. Sollte dies zur Untersuchung bestimmter Um-

formprozesse notwendig sein, wären umfangreiche Umbauarbeiten am Hydrauliksystem notwendig, insbesondere am Ventilblock.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei Werkzeuggestelle entwickelt und aufgebaut, um damit kombinierte Fließpressprozesse bzw. allgemeiner formuliert Umformprozesse mit mehreren bewegten Werkzeugachsen experimentell untersuchen zu können. Mit beiden Werkzeuggestellen ist es mithilfe von entsprechenden Adapterteilen prinzipiell möglich, konventionelle Umformwerkzeuge zur Durchführung von experimentellen Untersuchungen wie z. B. zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen zu verwenden. Das eine der Werkzeuggestelle eignet sich durch seinen Aufbau insbesondere für Umformprozesse mit bewegter Matrize. Das andere Werkzeuggestell beinhaltet zwei übereinander angeordnete und in Richtung des Pressenstößels bewegbare Achsen und eignet sich für Umformprozesse mit zwei zusätzlichen bewegten Werkzeugelementen.

Erste Erfahrungen zum Betriebsverhalten der Anlage konnten bei der Inbetriebnahme des Gesamtsystems zur Durchführung des kombinierten VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit bewegter Matrize gewonnen werden. Die Maximalkräfte des dabei verwendeten Werkzeuggestells mit einer zusätzlichen Werkzeugachse sind ausreichend hoch für die Übertragung der auf die Matrize wirkenden Kräfte. Die Bewegung der Matrize kann ausreichend genau geregelt werden. Die vorgenommene Reglerparametrisierung kann in der Regel nicht für weitere Umformprozesse mit anderen kinematischen Verhältnissen bzw. Kräften (z. B. prozess- oder werkstoffbedingt) verwendet werden. Eine Veränderung der Reglereinstellungen wird somit bei der Verwendung der Anlage für andere als den beschriebenen Umformprozess bzw. andere als den verwendeten Umformwerkstoff in den meisten Fällen notwendig sein.

Es ist eine hohe Übertragbarkeit der in dieser Arbeit am Beispiel des kombinierten VV-NV-VR-NR-FP mit bewegter Matrize und / oder bewegtem Gegenstempel analysierten Werkzeugfunktionen auf weitere kombinierte Fließpressprozesse mit den am Umformprozess beteiligten Aktivteilen Stempel, Matrize und Gegenstempel gegeben. Die in dieser Arbeit beschriebene Entwicklung der Anlagen- und Werkzeugtechnik zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen und die geschilderten Erfahrungen aus der Inbetriebnahme können als Anhaltspunkt für die Entwicklung einer ähnlichen und ebenfalls modularen Anlagen- und Werkzeugtechnik zur Durchführung von Umformprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen an anderer Stelle genutzt werden.

7.1.4 Fazit aus den simulativen und experimentellen Untersuchungen zum Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen

Das Ziel der durchgeführten stochastischen Prozesssimulation, den Einfluss verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss beim VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit zusätzlich zur Stempelbewegung bewegter Matrize und bewegtem Gegenstempel systematisch zu untersuchen, konnte erreicht werden. Zentrales Ergebnis bilden die ermittelten Korrelationen zwischen jeweils zwei der vier für die untersuchte Verfahrenskombination relevanten Werkstückbereiche:

- Die Länge des oberen Zapfens ist fast unabhängig von der Tiefe des oberen Napfes.
- Werkstücke mit großen unteren Napftiefen oder langen unteren Zapfen können nur bei gleichzeitig geringen oberen Napftiefen und umgekehrt hergestellt werden.
- Je größer die obere Zapfenlänge ist, desto eher weist die untere Napftiefe kleinere Werte und die untere Zapfenlänge größere Werte auf.
- Der untere Zapfen ist eher lang, insofern der untere Napf tief ist.

Außerdem wurde anhand der stochastischen Simulation ermittelt, von welchen der untersuchten Prozessparametern der Werkstofffluss in die vier Werkstückbereiche abhängt. Dies sind, beginnend mit jeweils demjenigen Parameter, welcher den größten Einfluss hat, jeweils in absteigender Reihenfolge

- für die obere und die untere Napftiefe das Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis, das Gegenstempelgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis, die Reibungszahl, der Reibfaktor und die Länge des äußeren Fließbundes,
- für die obere Zapfenlänge die Reibungszahl, der Reibfaktor, die Länge des äußeren Fließbundes, das Gegenstempelgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis und das Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis und
- für die untere Zapfenlänge das Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis, die Reibungszahl, das Gegenstempelgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis und der Reibfaktor.

Die aus dem Metamodell der stochastischen Prozesssimulation abgeleiteten Werkstücklängen weichen bei absoluter Betrachtung teilweise von den Ergebnissen von umfangreichen experimentellen Untersuchungen zum VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit zusätzlich zur Stempelbewegung bewegter Matrize ab. Der sich in den Experimenten und in

damit korrespondierenden Simulationsrechnungen zeigende Einfluss der Rohteilhöhe wird durch die stochastische Prozesssimulation nicht abgebildet.

Diese Abweichungen liegen vermutlich an zu geringen Werten der Prognosefähigkeit des Metamodells der stochastischen Prozesssimulation. Für eine höhere Prognosefähigkeit hätten wahrscheinlich mehr Simulationsdesigns berechnet werden müssen, was einen höheren zeitlichen Aufwand zur Folge gehabt hätte. Die aus der stochastischen Prozesssimulation gewonnenen qualitativen Aussagen zum Einfluss der untersuchten Prozessparameter auf den Werkstofffluss wären damit aber dadurch nur unwesentlich besser geworden. Da in dieser Arbeit ohnehin auch experimentelle Untersuchungen und weitere mit den Experimenten korrespondierende Simulationsrechnungen durchgeführt wurden, hätte sich die Aussagekraft der stochastischen Prozesssimulation auch in Hinblick auf quantitative Aussagen zum Werkstofffluss nicht wesentlich erhöht.

Die erzielten Ergebnisse tragen im Allgemeinen zu einer verbesserten Prozesskenntnis von kombinierten Fließpressprozessen mit einer Kombination von mehr als zwei Fließpressgrundverfahren bei. Die angewendete Vorgehensweise aus stochastischen Simulationen, umfangreichen experimentellen Untersuchungen und einer abschließenden Verifizierung des verwendeten Simulationsmodells eignete sich zur Beantwortung der Frage, welche Prozessparameter den Werkstofffluss beim VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit mehreren bewegten Werkzeugelementen in welcher Weise beeinflussen sehr gut. Folgende Ergebnisse können festgehalten werden:

- Der Werkstofffluss hängt in hohem Maße von den relativen Querschnittsänderungen der einzelnen kombinierten Fließpressprozesse ab.
- Durch die Wahl des tribologischen Systems, der Stößelgeschwindigkeit, des Verhältnisses aus Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit bzw. Gegenstempel- und Stößelgeschwindigkeit sowie der Fließbundlängen kann gezielt Einfluss auf den Werkstofffluss genommen werden.
- Die Effekte der Prozessparameter auf den Werkstofffluss stehen größtenteils in Wechselwirkung untereinander sowie mit der Rohteilhöhe und den geometrischen Werkstückverhältnissen.

Die Integration von zusätzlichen Werkzeugbewegungsachsen in Umformwerkzeuge zum Fließpressen hat einen hohen werkzeug- und anlagentechnischen Aufwand zur Folge. Als Fazit aus den durchgeführten Untersuchungen besteht darin jedoch ein geeignetes Mittel zur Steuerung des Werkstoffflusses in kombinierten Fließpressprozessen.

7.2 Möglichkeiten zur Nutzung der gewonnenen Erkenntnisse und Ausblick auf zukünftigen Forschungsbedarf

Die Prozessauslegung der Verfahrenskombination VV-NV-VR-NR-FP kann auf Basis der Ergebnisse dieser Arbeit erfolgen, wodurch dabei einzelne Iterationsschritte im Vergleich mit der Trial-and-Error-Methode vermieden werden können. Dies verringert den Aufwand für eine Werkstückentwicklung aus zeitlicher und monetärer Sicht. Hilfreich sind dabei in erster Linie die Darstellungen der Effekte auf den Werkstofffluss in die für diese Verfahrenskombination vier relevanten Werkstückbereiche und der Korrelationen zwischen den Ausflusslängen der einzelnen Werkstückbereiche.

Die gleichzeitige inverse Identifizierung von rheologischen, tribologischen, thermischen und mechanischen Simulationsmodellparametern auf Basis von Experimenten zum kombinierten Fließpressen hat das Potential, das Dilemma der unzureichenden simulativen Abbildungsgenauigkeit des Werkstoffflusses in Fließpressprozessen mit einem stark von einzelnen Prozessparametern abhängenden Werkstofffluss zu beseitigen. Um die Methode einer breiten Anwendergruppe zugänglich zu machen, wäre auf Grundlage der in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse ein möglichst einfaches experimentelles Vorgehen dafür zu standardisieren. Dazu müssten die Einstellungen zur Identifizierung von Simulationsmodellparametern mittels FEM-Simulationen und daran gekoppelten Optimierungsalgorithmen über die grafische Benutzeroberfläche von kommerziell verfügbarer FEM-Simulationssoftware möglich sein. Außerdem müsste der Ablauf ohne weitere notwendige Benutzereingriffe vollständig durch die Simulationssoftware gesteuert werden können.

Bei der entwickelten Anlagentechnik handelt es sich um eine vertriebsfähige Systemlösung. Einfachwirkende Pressen können damit in Verbindung mit in Werkzeuggestellen integrierten hydraulischen Achsen ausgerüstet werden, um Umformverfahren mit mehreren bewegten Werkzeugelementen durchführen zu können. Weiterer Forschungsbedarf leitet sich dahingehend ab, dass mit der realisierten Lösung und den beiden aufgebauten Werkzeuggestellen sich eine Vielzahl der im Stand der Technik erläuterten Verfahren sowie weitere Verfahrenskombinationen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Bedingungen untersuchen lassen und nicht nur modellhaft oder simulativ.

Ausgehend von einer Fertigteil-Sollgeometrie könnte bei kombinierten Fließpressprozessen durch Kopplung von Software für FEM-Umformsimulation und CAE-Mehrzieloptimierung auch ein gemäß vorher definierter Zielfunktion optimales und robustes Prozessdesign ermittelt werden. Das optimale Design kann hierbei im Sinne von z. B. minimaler spanender Nacharbeit verstanden werden. Wie die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen, sollten trotz des höheren Aufwands

stochastische Verfahren der globalen Optimierung dazu verwendet werden und keine modellbasierten Verfahren.

Weiterhin wäre es auch denkbar, den Prozessablauf bei kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen so zu regeln, dass die Streuung der Werkstücklängen im Sinne einer Robustheitsverbesserung minimiert wird. Dafür ist eine in-situ-Messung des Werkstoffflusses notwendig. Entsprechende Vorarbeiten dazu wurden bereits durch Craciunescu [Cra14] geleistet. Weiterhin müssten dafür geeignete Regler entwickelt werden, deren Regelverhalten auf Ergebnissen beruhen müsste, wie sie in dieser Arbeit vorgelegt werden. Erste erfolgversprechende Ergebnisse in Bezug auf die Regelung der Werkstückbodendicke beim NR-FP mit der in dieser Arbeit vorgestellten Anlage wurden bereits durch Liewald et. al [Lie14a] und Schiemann et al. [Sch15] vorgestellt. Das darin beschriebene Vorgehen müsste auf komplexere Prozesse, wie z. B. die in dieser Arbeit betrachtete Verfahrenskombination, erweitert werden.

8 Zusammenfassung

Umformende Fertigungsverfahren weisen durch einen hohen Materialausnutzungsgrad im Vergleich mit spanenden Verfahren ein großes Potential zur Ressourceneinsparung auf. Weiteres Materialeinsparpotential liegt in der Fertigung von Werkstücken durch Verfahrenskombinationen mit freiem Werkstofffluss und einer gezielten Werkstoffflusssteuerung. Material kann eingespart werden, indem der Werkstoffüberschuss an den Werkstückenden und damit die spanende Nacharbeit minimiert wird.

Im Stand der Technik dieser Arbeit wurde zunächst dargelegt, von welchen Parametern der Werkstofffluss bei ausgewählten Fließpressprozessen mit einer Kombination von zwei Fließpressgrundverfahren abhängt. Neben der Anpassung des tribologischen Systems stellt insbesondere der Einsatz von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen eine Möglichkeit dar, den Werkstofffluss innerhalb gewisser Grenzen gezielt zu steuern. Über den Werkstofffluss in kombinierten Fließpressprozessen mit einer Kombination von mehr als zwei Fließpressgrundverfahren lagen allerdings noch keine Erkenntnisse vor. Nicht erforscht war z. B. bisher also auch die Verfahrenskombination VV-NV-VR-NR-FP (Voll-Vorwärts-Napf-Vorwärts-Voll-Rückwärts-Napf-Rückwärts-Fließpressen), mit der technische Aluminiumfließpressteile für verschiedene Anwendungen, insbesondere aber zur Verwendung als Kühlkörper, industriell gefertigt werden. Bei den hergestellten Teilen handelt es sich um doppelnapfförmige Werkstücke mit vom Werkstückboden ausgehenden zentralen Zapfen. Ein weiteres Defizit der bis dato durchgeführten experimentellen Untersuchungen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen besteht darin, dass sie aufgrund der verwendeten Werkzeuge und den dazugehörenden Anlagen mit geringen zur Verfügung stehenden Kräften und sehr langsamen Werkzeugbewegungen zum Großteil lediglich modellhaften Charakter aufweisen.

Aus der vorliegenden Literatur geht weiterhin hervor, dass der präzisen Modellierung der tribologischen Kontaktbedingungen und des plastischen Werkstoffverhaltens eine entscheidende Bedeutung für die Erzielung von aussagekräftigen Simulationsergebnissen in Bezug auf den Werkstofffluss in kombinierten Fließpressprozessen zukommt. Einige der Simulationsmodellparameter, welche für die FEM-Simulation von Umformprozessen benötigt werden, können nicht oder nur ungenau bzw. nur in Verbindung mit einem hohen experimentellen Aufwand direkt bestimmt werden. Kombinierte Fließpressprozesse werden in der Praxis aufgrund einer oftmals mangelnden Modellierung der tribologischen Kontaktbedingungen und des plastischen Werkstoffverhaltens und einer damit einhergehenden unzuverlässigen Vorhersage des Werkstoffflusses durch FEM-Simulationen auf Basis von Erfahrungswerten nach der Trial-and-Error-Methode ausge-

legt. Dies ist zeitaufwändig und zugleich mit hohen Kosten verbunden und stellt für produzierende Unternehmen somit einen Nachteil dieser Technologie dar.

Es existieren zahlreiche Beispiele, in denen im Bereich der Massivumformung Simulationsmodellparameter anhand verschiedener plasto-mechanischer Tests mit gutem Erfolg invers identifiziert wurden. Als besonders vorteilhaft hat sich dabei die Anwendung von hybriden Optimierungsstrategien erwiesen. Es liegt im Schrifttum kein Beispiel vor, in denen die Ergebnisse aus Experimenten zum kombinierten Fließpressen als Datenbasis für die inverse Parameteridentifizierung genutzt werden. Es bestand jedoch die Vermutung, dass das Problem der teilweisen mangelhaften Übertragbarkeit von bisher bekannten Beispielen bei der inversen Identifikation von Simulationsmodellparametern auf die Simulation von realen Umformprozessen vermieden werden kann, indem die experimentellen Daten wie in dieser Arbeit aus tatsächlichen Umformprozessen gewonnen werden würden und nicht aus plasto-mechanischen Tests.

Um das Potential zur Ressourceneinsparung beim VV-NV-VR-NR-FP durch die Verwendung von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen nutzen zu können, ist eine tiefe Prozesskenntnis auf Basis von simulativen und experimentellen Untersuchungen notwendig. Durch eine tiefe Prozesskenntnis können bei der Auslegung von diese Verfahrenskombination beinhaltenden Fertigungsprozessen gleichzeitig die Entwicklungszeiten verkürzt und der experimentelle Erprobungsaufwand verringert werden. Zur Erzielung aussagekräftiger Ergebnisse bei der Simulation von kombinierten Fließpressprozessen fehlte jedoch eine Methodik zur Verbesserung der Genauigkeit von FEM-Simulationen zur Vorhersage des Werkstoffflusses. Außerdem bestand ein Defizit bei der zur Verfügung stehenden Werkzeug- und Anlagentechnik, um kombinierte Fließpressprozesse mit mehreren aktiv bewegten Werkzeugelementen überhaupt experimentell unter seriennahen Fertigungsbedingungen untersuchen zu können.

Aus der Analyse des Standes der Technik wurde die Zielsetzung der Arbeit abgeleitet. Sie wurde auf die Fragestellungen konkretisiert, welche Prozessparameter den Werkstofffluss beim VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A beeinflussen und in welchen Grenzen der Werkstofffluss bei dieser Verfahrenskombination durch die Verwendung von Umformwerkzeugen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen gezielt gesteuert werden kann. Zur Beantwortung der Fragestellungen wurde der folgende Lösungsweg schrittweise umgesetzt:

1. Entwicklung eines auf inversen Methoden und realen Umformversuchen aufbauenden Vorgehens für die Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit des Werkstoffflusses in Simulationen von kombinierten Fließpressprozessen.

2. Entwicklung der benötigten Anlagen- und Werkzeugtechnik zur Durchführung von experimentellen Untersuchungen zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Fertigungsbedingungen.
3. Systematische Untersuchung des Einflusses verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss der Aluminiumlegierung EN AW 1050A beim VV-NV-VR-NR-FP mit zusätzlich zum Stempel bewegtem Gegenstempel und bewegter Matrize durch eine stochastische Prozesssimulation.
4. Durchführung umfangreicher experimenteller Untersuchungen des VV-NV-VR-NR-FP der Aluminiumlegierung EN AW 1050A mit bewegter Matrize.
5. Verifizierung des in Schritt 3 verwendeten Simulationsmodells anhand der in Schritt 4 durchgeführten experimentellen Untersuchungen und dazu korrespondierenden Simulationsrechnungen.

Im ersten Schritt des Lösungswegs wurden, wie in **Kapitel 4** dieser Arbeit beschrieben, die folgenden Modellparameter für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen identifiziert: Parameter des Werkstoffmodells nach Johnson und Cook, Verlustfaktor (gibt an, welcher Anteil der ins Werkstück eingebrachten Umformarbeit in Wärme umgesetzt wird), Parameter des Übergangsreibungmodells sowie Wärmeübergangskoeffizienten. Dazu wurden mit einem modularen Werkzeugaufbau zunächst Experimente zum VR-NR-FP und zum NV-NR-FP mit jeweils einem bewegten Werkzeugelement mit der Aluminiumlegierung EN AW 1050A durchgeführt. Dabei wurden drei unterschiedliche Schmierstoffe (Zink-Stearat, *OK-00110/2009*, *Gardolube 6051*) verwendet. Als Ergebnisse der Experimente standen neben den geometrischen Werkstückmerkmalen (Zapfenlänge und Napftiefen) auch messtechnisch erfasste Kraft-Weg- und Werkstücktemperatur-Weg-Verläufe als Datenbasis für die inverse Identifizierung der Modellparameter mittels FEM-Simulationen zur Verfügung. Die in-situ-Messung der Werkstücktemperatur während der Umformexperimente wurde durch an die Rohteile angeschweißte Thermoelemente ermöglicht. Durch eine als ersten Schritt durchgeführte Sensitivitätsanalyse konnte die Anzahl an invers zu identifizierenden Modellparametern verringert werden. Als weitere Erkenntnis aus der Sensitivitätsanalyse konnte der ursprünglich definierte Parameterraum durch Nebenbedingungen eingeschränkt und eine Startpopulation für die anschließende Parameteridentifizierung mit einem genetischen Algorithmus festgelegt werden. Die tribologischen Modellparameter wurden anschließend mittels der Methode ARSM noch genauer bestimmt. Um der Berechnung der großen Anzahl an notwendigen Simulationen nachkommen zu können, wurde der Prozessablauf für die Sensitivitätsanalyse und die Parameteridentifizierung automatisiert. Die Steuerung des Ablaufs und des Datenaustauschs der verwendeten Softwarepakete *optiSLang*, *simufact.forming* und *MATLAB* erfolgte mithilfe von Stapelverarbeitungsdateien. Mit den auf diese Weise identifizier-

ten Parametern und den verwendeten Modellen zur Abbildung der tribologischen Kontaktbedingungen und des plastischen Werkstoffverhaltens beträgt der quadratische Mittelwert der Differenzen aus experimentell und simulativ bestimmten oberen Napftiefen 0,135 mm. Die hier gewählte Lösungsmethodik zeigt deutlich, dass sie sehr gut für die Identifizierung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen mit einem bewegten Werkzeugelement geeignet ist. Im Vergleich zur bisherigen Verwendung von kombinierten Fließpressprozessen zur quantitativen oder qualitativen Charakterisierung von Schmierstoffsystemen wie z. B. durch den DCET handelt es sich bei der angewendeten Methodik um eine weitgreifende Verbesserung. Dies bezieht sich sowohl auf den Erkenntnisgewinn (es können auch andere als die tribologischen Modellparameter gleichzeitig identifiziert werden) und die Genauigkeit der identifizierten Parameter. Es kann von einer sehr guten Übertragbarkeit der angewendeten Methodik auf andere als die in dieser Arbeit betrachteten Verfahrenskombinationen, Werkstoffe und Schmierstoffsysteme ausgegangen werden.

Eine wesentliche Voraussetzung zur Durchführung dieser Arbeit stellte als zweiter Lösungsschritt die Entwicklung und der Aufbau einer geeigneten Anlagen- und Werkzeugtechnik für die experimentelle Untersuchung von kombinierten Fließpressverfahren mit mehreren bewegten Werkzeugelementen unter seriennahen Fertigungsbedingungen dar (**Kapitel 5**). Dabei galt zur Gewährleistung einer größtmöglichen Flexibilität die Vorgabe, dass der Antrieb der zusätzlichen Werkzeugachsen mittels hydraulischer Energie zu erfolgen hat. Die entwickelte und am *IFU* aufgebaute und in Betrieb genommene Anlagen- und Werkzeugtechnik erfüllt die folgenden im Vorfeld der durchgeführten Entwicklungsarbeiten in dieser Arbeit gestellten Anforderungen:

- Antrieb von zusätzlichen Werkzeugachsen mittels hydraulischer Energie zur Gewährleistung einer größtmöglichen Flexibilität in Bezug auf die Verwendung von verschiedenartigen Werkzeuggestellen, um verschiedene Kaltfließpressprozesse durchführen zu können,
- Integration zusätzlicher hydraulischer Achsen in Werkzeuggestelle (pressenunabhängig) zur spezifischen Bewegung der Matrize und / oder des Gegenstempels bei kombinierten Fließpressverfahren wie beispielhaft dem VV-NV-VR-NR-FP,
- Bereitstellung von hydraulischer Energie durch die Anlage hin zu den Werkzeuggestellen (Betrieb verschiedener Werkzeuggestelle bzw. Werkzeuge mit der Anlage möglich),
- Möglichkeit des Betriebs der Werkzeuggestelle auch auf einfachwirkenden Pressen mit einem Einbauraum von mindestens 1.300 mm und einer Tischfläche von mindestens 1.000 mm x 1.500 mm,

- Möglichkeit zur Verwendung eines Ausstoßers im Pressentisch,
- gleichzeitiger Dauerbetrieb von zwei zusätzlichen Werkzeugachsen mit jeweils 1.000 kN Maximalkraft bei maximal 280 bar Betriebsdruck und 100 mm/s Maximalgeschwindigkeit möglich (serientauglich),
- Modularität mit Schnittstelle für Sensoren (Position, Kraft),
- Kraft- und Lageregelung der zusätzlichen Werkzeugachsen mit hoher Reproduzierbarkeit der Prozessführung (größtmögliche Flexibilität),
- Bedienungsfreundlichkeit durch flexible Prozessparametrisierung mittels GUI und
- Gewährleistung der Sicherheit des Anlagenbedieners.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei verschiedene Werkzeuggestelle zum kombinierten Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen entwickelt und aufgebaut. Es handelt sich um ein Werkzeuggestell zum kombinierten Fließpressen mit bewegter Matrize und um ein Werkzeuggestell zur Durchführung von kombinierten Fließpressprozessen mit zwei zusätzlichen bewegten Werkzeugelementen. Mit der entwickelten Anlagen- und Werkzeugtechnik wurde die Voraussetzung für die experimentelle Untersuchung des VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen geschaffen. Durch den verfolgten modularen Ansatz können durch einfache Adaption auch andere Umformverfahren mit mehreren bewegten Werkzeugelementen untersucht werden. Der Aufbau der entwickelten Werkzeuggestelle kann als Konstruktionsgrundlage im Zusammenhang mit ähnlichen Aufgabenstellungen verwendet werden. Die realisierte Anlage kann in Verbindung mit in Werkzeuggestellen integrierten hydraulischen Achsen als Vorlage verwendet werden, um mit ähnlich aufgebauten Anlagen auf einfachwirkenden Pressen Umformverfahren mit mehreren bewegten Werkzeugelementen durchzuführen.

Die Durchführung von Untersuchungen zum VV-NV-VR-NR-FP mit mehreren bewegten Werkzeugelementen der Aluminiumlegierung EN AW1050A in numerischer und experimenteller Form stellte die weiteren Schritte zur Umsetzung dieser Arbeit dar. Die Beschreibung dieser Schritte erfolgt in **Kapitel 6**. Zur systematischen Untersuchung des Einflusses verschiedener Prozessparameter auf den Werkstofffluss wurde zunächst eine stochastische Prozesssimulation dieser Verfahrenskombination mit zusätzlich zum Stempel bewegtem Gegenstempel und bewegter Matrize durchgeführt. Als Ergänzung dazu wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen mit bewegter Matrize durchgeführt. Von Vorteil zeigte sich dabei die Regelung der Matrizenposition in Abhängigkeit von der Stößelposition anstelle der Regelung der Matrizeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Stößelgeschwindigkeit. Das verwendete Simulationsmodell wurde anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen und dazu korrespondierenden Simulationsrechnungen verifiziert.

Die Toleranz für die simulative Bestimmung der Werkstücklängen kann mit $\pm 0,1$ mm angegeben werden. Alle simulativ ermittelten Größen liegen im Toleranzbereich der entsprechenden Werte aus den Experimenten. Die simulativ ermittelten Napftiefen weichen maximal um 0,5 mm und die Zapfenlängen um maximal 1 mm von den experimentell bestimmten Werten ab und sind in jedem Fall kleiner als die jeweilige Summe der für die Experimente und die Simulationen bestimmten Fehler. Die angewendete Methodik zur inversen Parameteridentifizierung ist somit auch für die Bestimmung von Modellparametern für die Simulation von kombinierten Fließpressprozessen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen geeignet.

Die experimentellen Untersuchungen und die dazu korrespondierenden Prozesssimulationen bestätigen in guter Übereinstimmung das aus der Literatur bekannte Verhalten, dass der Werkstofffluss in hohem Maße von den relativen Querschnittsänderungen der einzelnen kombinierten Fließpressprozesse abhängt. Außerdem zeigte sich in den experimentellen Ergebnissen ein Einfluss von der Rohteilhöhe auf den Werkstofffluss, welcher in einzelnen durchgeführten Simulationen ebenfalls abgebildet wird, jedoch nicht durch die stochastische Prozesssimulation. Durch die Wahl des tribologischen Systems, der richtigen Stößelgeschwindigkeit, des Verhältnisses aus Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit sowie der Fließbundlängen kann gezielt Einfluss auf den Werkstofffluss genommen werden. Dies ist das Ergebnis aus sowohl den Experimenten als auch aus den damit korrespondierenden Simulationsrechnungen. Die Effekte dieser Prozessparameter stehen dabei größtenteils in Wechselwirkung untereinander sowie mit der Rohteilhöhe und den geometrischen Werkstückverhältnissen. Unter anderem ist z. B. der Werkstofffluss unabhängig von der Stößelgeschwindigkeit, den tribologischen Bedingungen und der Rohteilhöhe für ein Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit-Verhältnis $\beta_M = 0,5$. Im Allgemeinen sind die Effekte auf die Napftiefen ausgeprägter als auf die Zapfenlängen. Die größeren Streuungen traten in den Experimenten für die Zapfenlängen auf. Aus der stochastischen Prozesssimulation geht hervor, dass der Werkstofffluss auch durch das Verhältnis aus Gegenstempel- und Stößelgeschwindigkeit beeinflusst werden kann und der Wärmeübergangskoeffizient keinerlei Einfluss auf den Werkstofffluss hat. Die aus dem Metamodell der stochastischen Prozesssimulation abgeleiteten Werkstücklängen weichen bei absoluter Betrachtung von den experimentellen Ergebnissen und den Ergebnissen der dazugehörigen Simulationen teilweise voneinander ab. Dies trifft insbesondere für Matrizen- und Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse von -1 und 1 sowie für die unteren Werkstückbereiche (untere Napftiefe und untere Zapfenlänge) zu. Die stochastische Prozesssimulation erlaubt in den meisten Fällen trotz einer hohen ermittelten Prognosefähigkeit des generierten Metamodells lediglich die qualitative Bewertung der Werkstoffflussbeeinflussung durch die in dieser Arbeit betrachteten Prozessparameter.

9 Anhang

Anhang A (Kapitel 4), Vergrößerungen von Bild 4.6 bis Bild 4.11

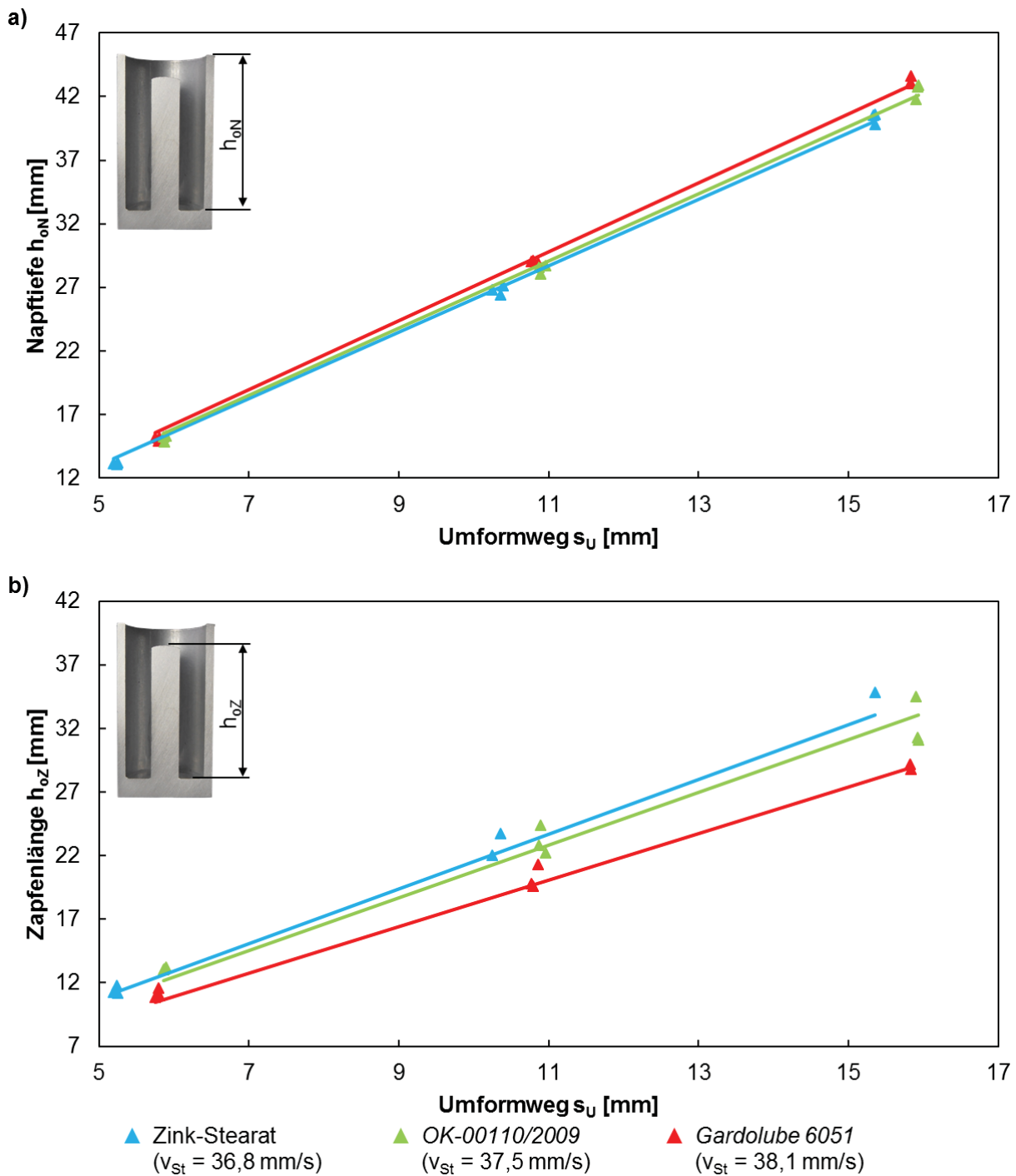


Bild 9.1: Einfluss des verwendeten Schmierstoffs auf die obere Napftiefe h_{0N} beim VR-NR-FP (Vergrößerung von **Bild 4.6**)

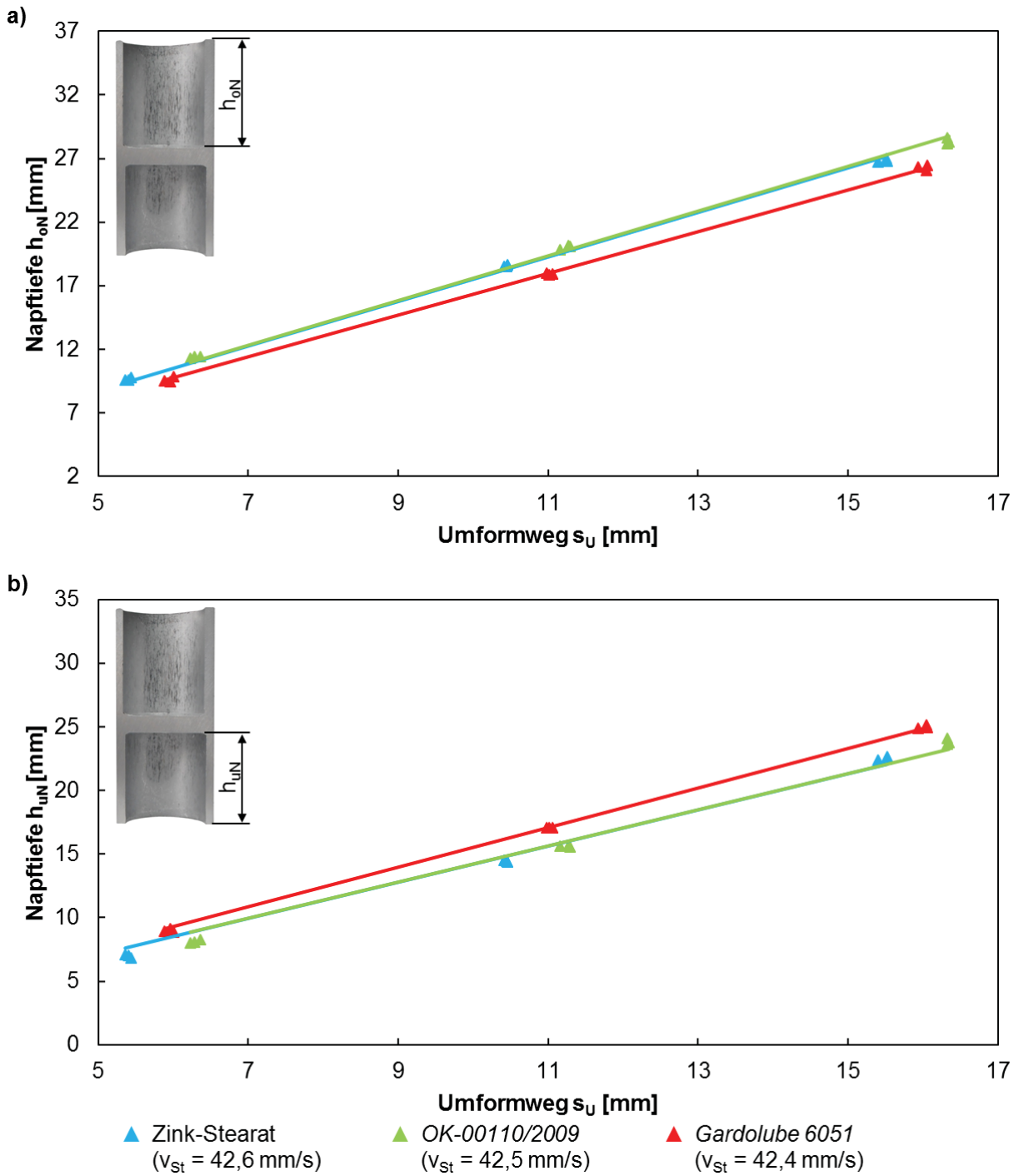


Bild 9.2: Einfluss des verwendeten Schmierstoffs auf die obere Napftiefe h_{oN} beim NV-NR-FP (Vergrößerung von **Bild 4.7**)

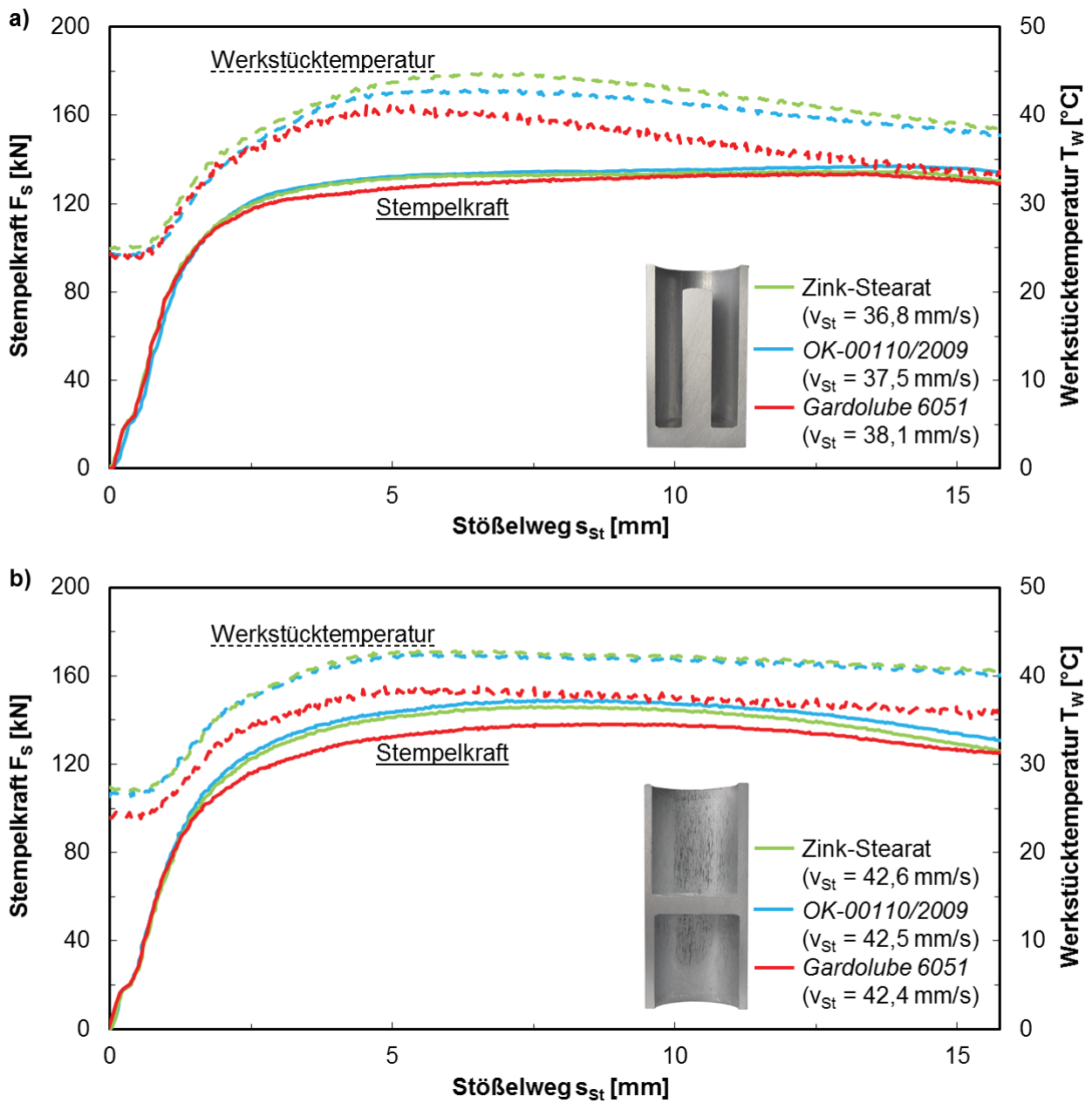


Bild 9.3: Einfluss des verwendeten Schmierstoffs auf den Stempelkraft-Stößelweg- und den Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verlauf beim VR-NR-FP (Vergrößerung von Bild 4.8)

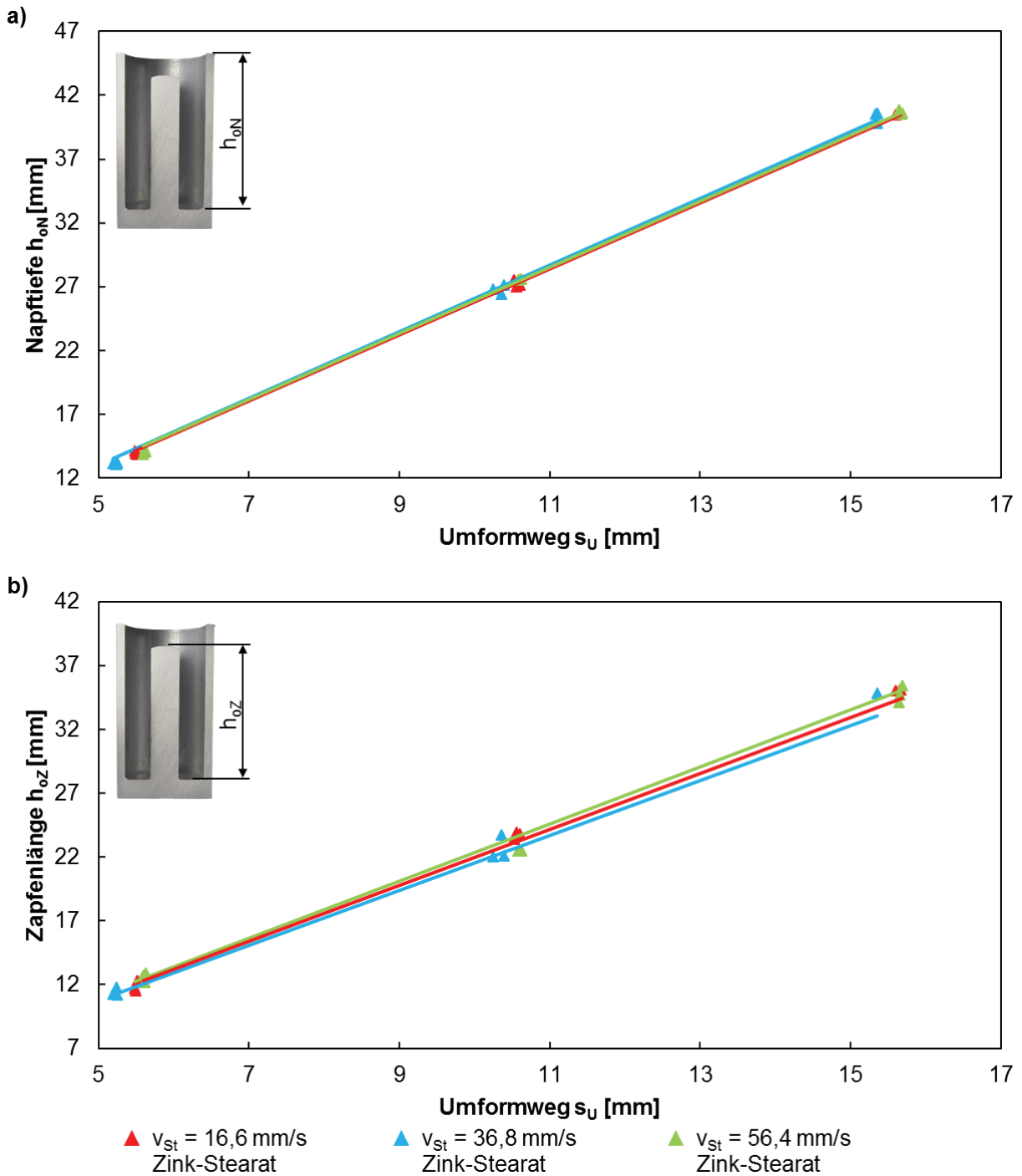


Bild 9.4: Einfluss der Stößelgeschwindigkeit auf die obere Napftiefe h_{0N} beim VR-NR-FP (Vergrößerung von **Bild 4.9**)

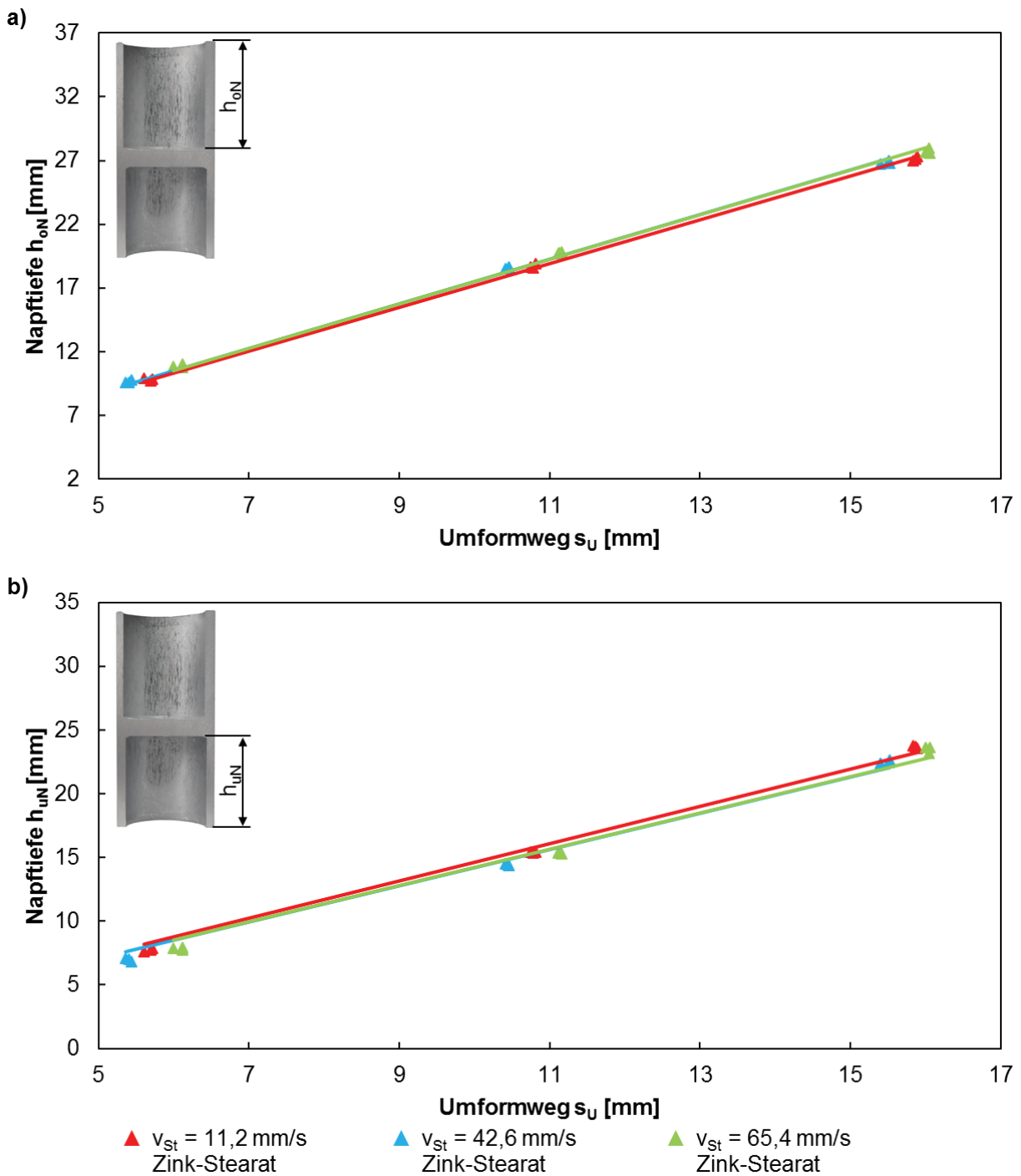


Bild 9.5: Einfluss der Stößelgeschwindigkeit auf die obere Napftiefe h_{oN} beim NV-NR-FP (Vergrößerung von **Bild 4.10**)

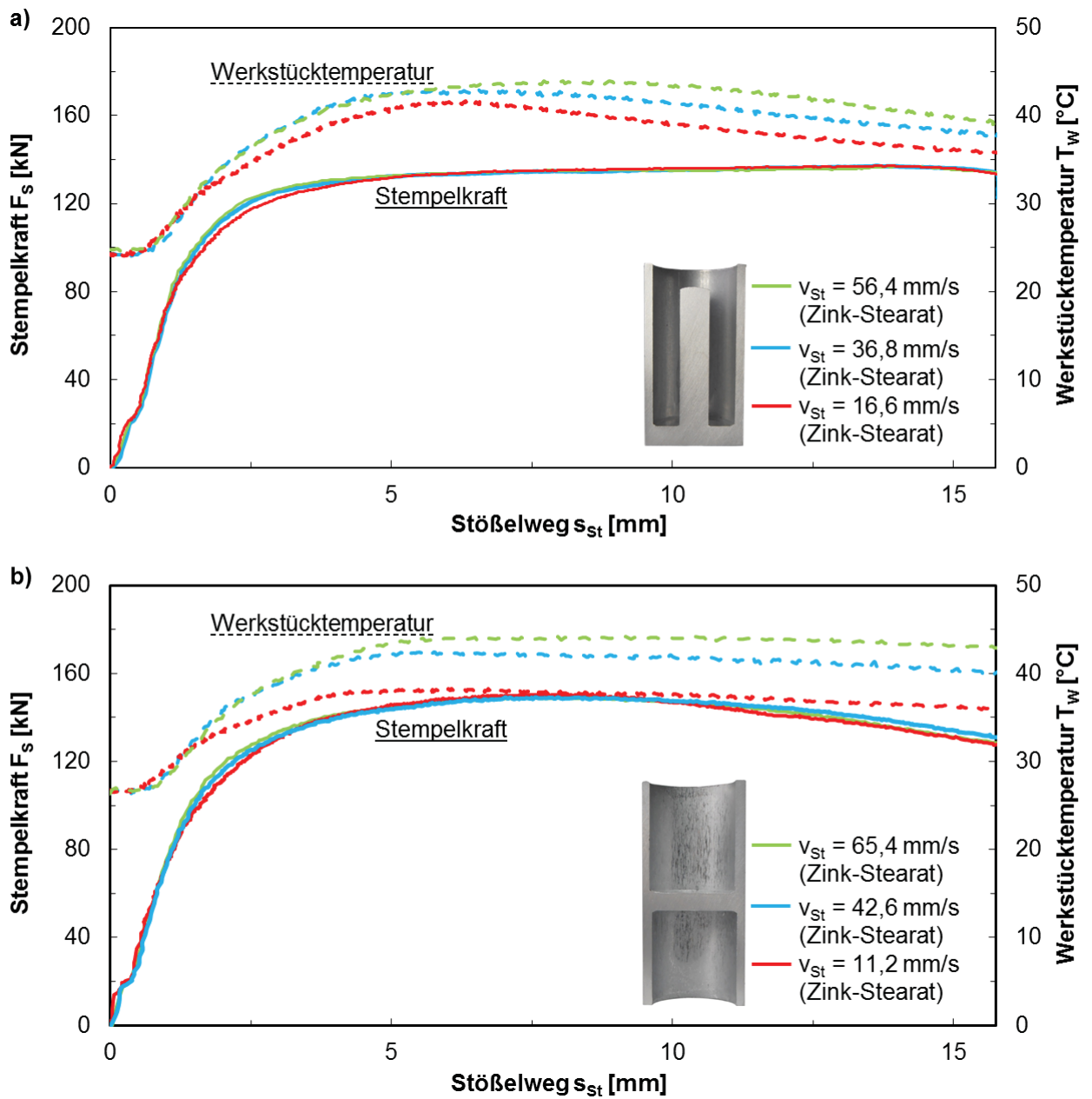


Bild 9.6: Einfluss der Stößelgeschwindigkeit auf den Stempelkraft-Stößelweg- und den Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verlauf beim VR-NR-FP (Vergrößerung von **Bild 4.11**)

Anhang B (Kapitel 4), Werkstoffkennwerte Werkzeugstähle

Tabelle 9.1: Werkstoffkennwerte der verwendeten Werkzeugstähle 1.2767 [Abr15, STA15] und VIKING [BÖH15]

Werkstoffkennwert	1.2767	VIKING
Dichte [kg/m ³]	7.850	bei °C 20 7.750 200 7.700 400 7.650
E-Modul [N/mm ²]	210.000	bei °C 20 190.000 200 185.000 400 170.000
Poissonzahl [-]	0,3	0,3
Wärmeleitfähigkeit [W/(m ² ·K)]	bei °C 23 31,0 150 34,0 300 33,9	bei °C 20 26,1 200 27,1 400 28,6
Spezifische Wärmekapazität [J/(kg·K)]	bei °C 20 460 100 480 200 500 300 515	460
Wärmeausdehnung [10 ⁻⁶ ·K ⁻¹]	bei °C 100 11,8 200 11,9 300 12,5 350 12,2	bei °C 200 11,6 400 11,3

Anhang C (Kapitel 4), Vergrößerungen von Bild 4.16 bis Bild 4.21

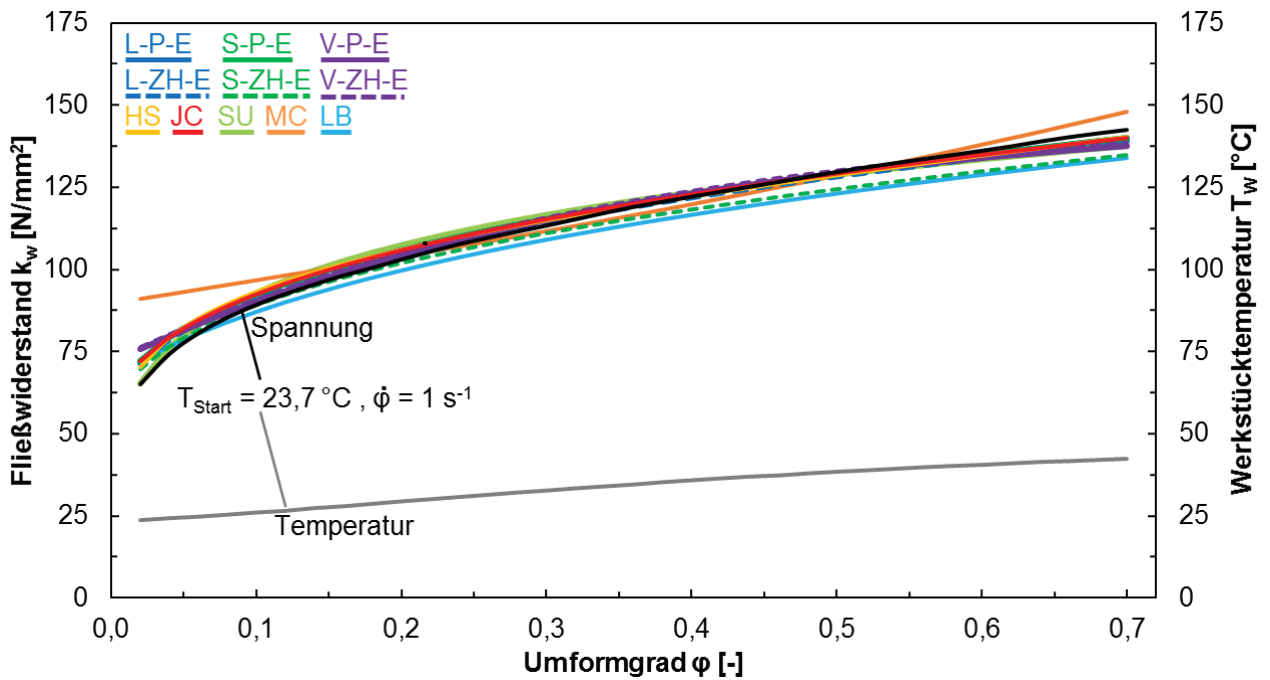


Bild 9.7: Fließwiderstand k_w (schwarz) und Werkstücktemperatur T_w (grau) eines Stauchversuchs mit $\dot{\varphi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $T_{\text{Start}} = 23,7 \text{ °C}$ und dessen Abbildung durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung von **Bild 4.16**)

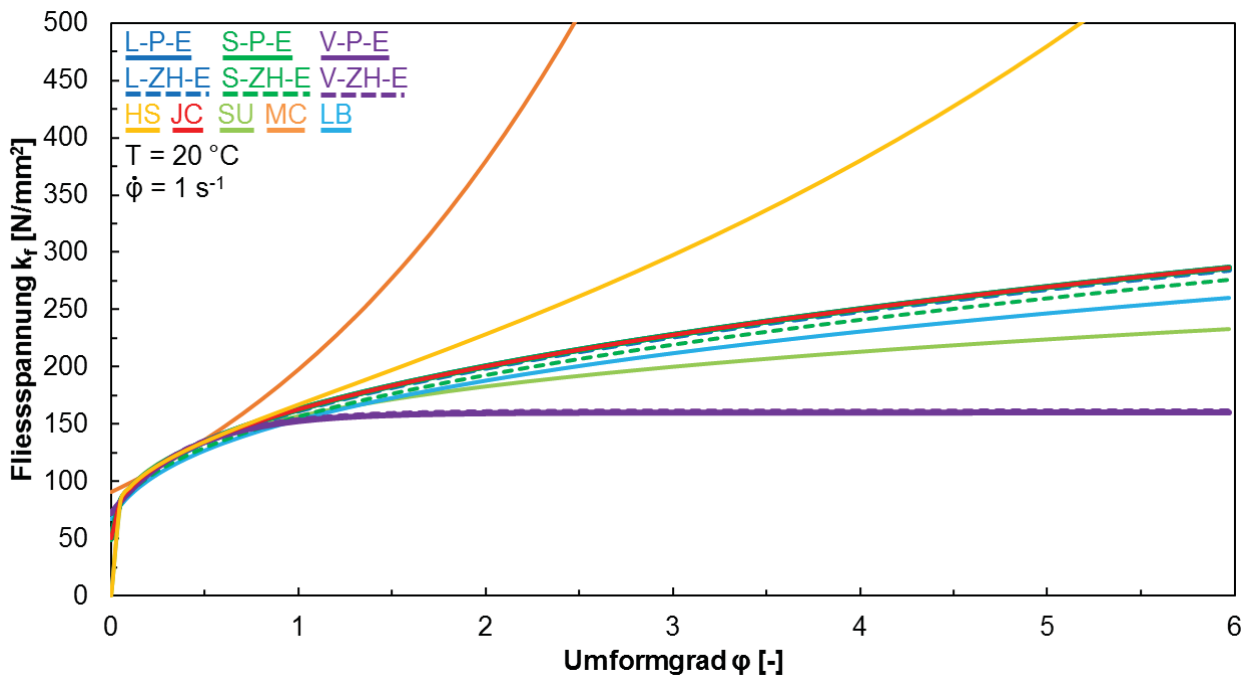


Bild 9.8: Abbildung der Fließkurve für $\dot{\varphi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $T = 20 \text{ °C}$ durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung von **Bild 4.17**)

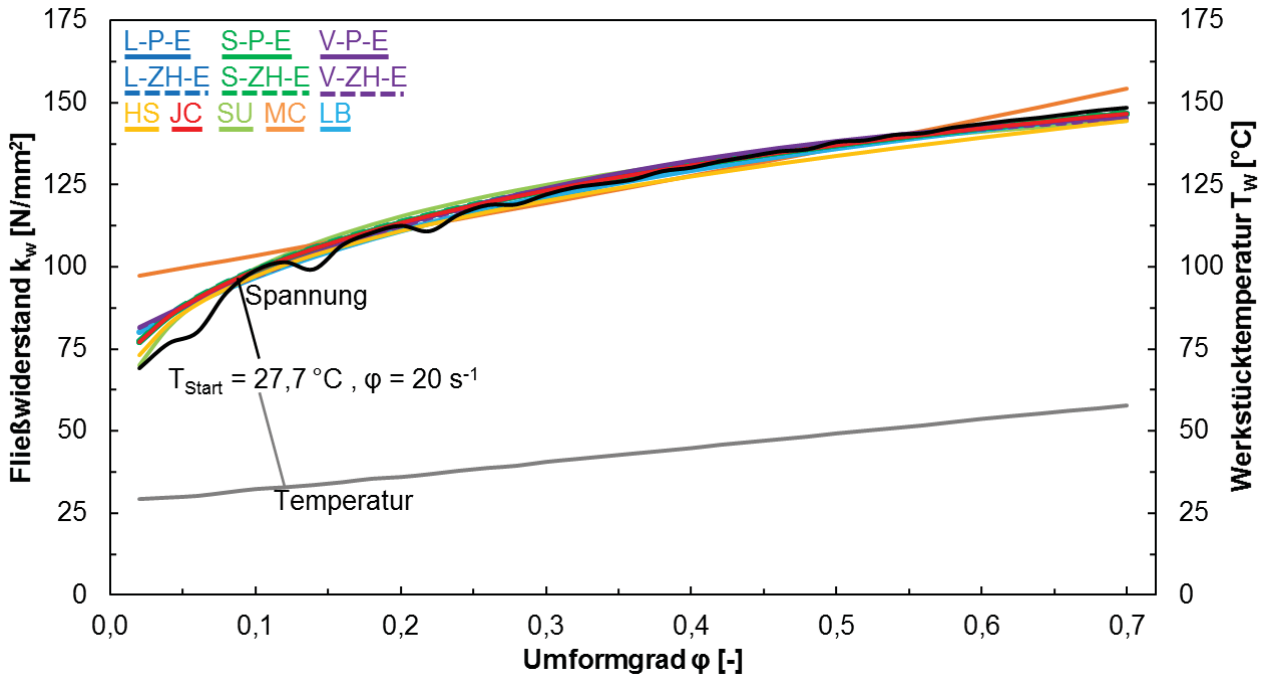


Bild 9.9: Fließwiderstand k_w (schwarz) und Werkstücktemperatur T_w (grau) eines Stauchversuchs mit $\dot{\phi} = 20 \text{ s}^{-1}$ und $T_{\text{Start}} = 27,7 \text{ °C}$ und dessen Abbildung durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung von **Bild 4.18**)

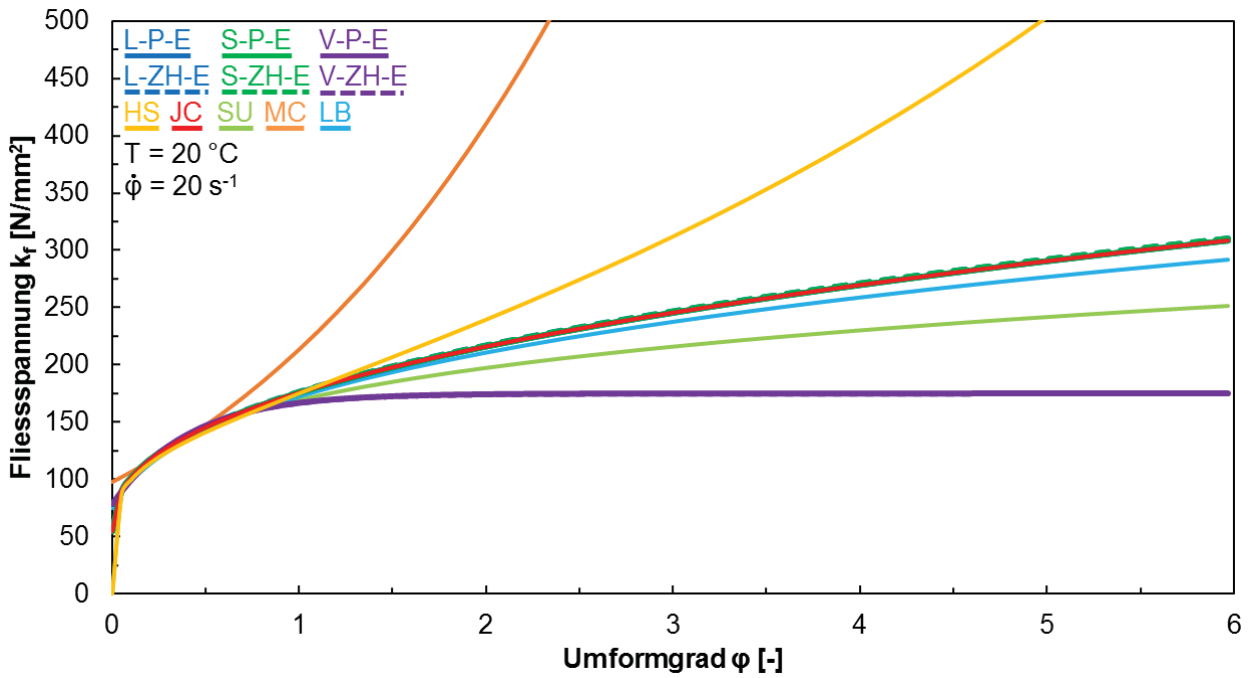


Bild 9.10: Abbildung der Fließkurve für $\dot{\phi} = 20 \text{ s}^{-1}$ und $T = 20 \text{ °C}$ durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung von **Bild 4.19**)

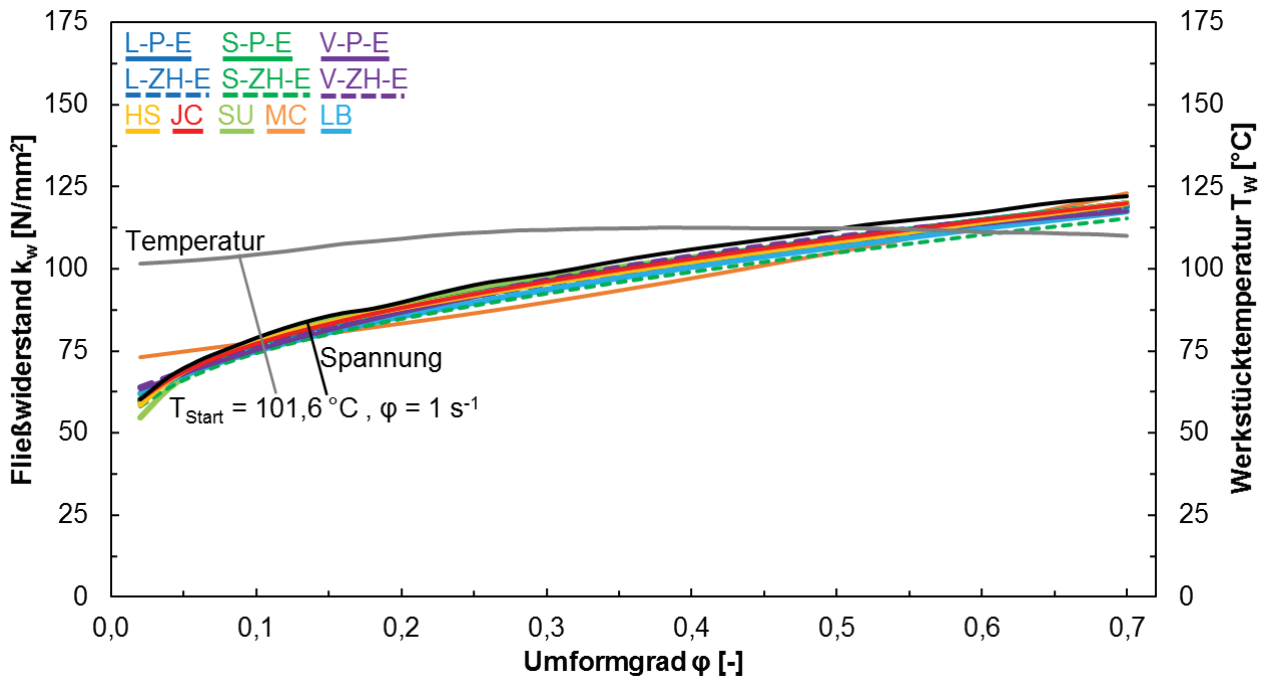


Bild 9.11: Fließwiderstand k_w (schwarz) und Werkstücktemperatur T_w (grau) eines Stauchversuchs mit $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $T_{\text{start}} = 101,6 \text{ °C}$ und dessen Abbildung durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung von **Bild 4.20**)

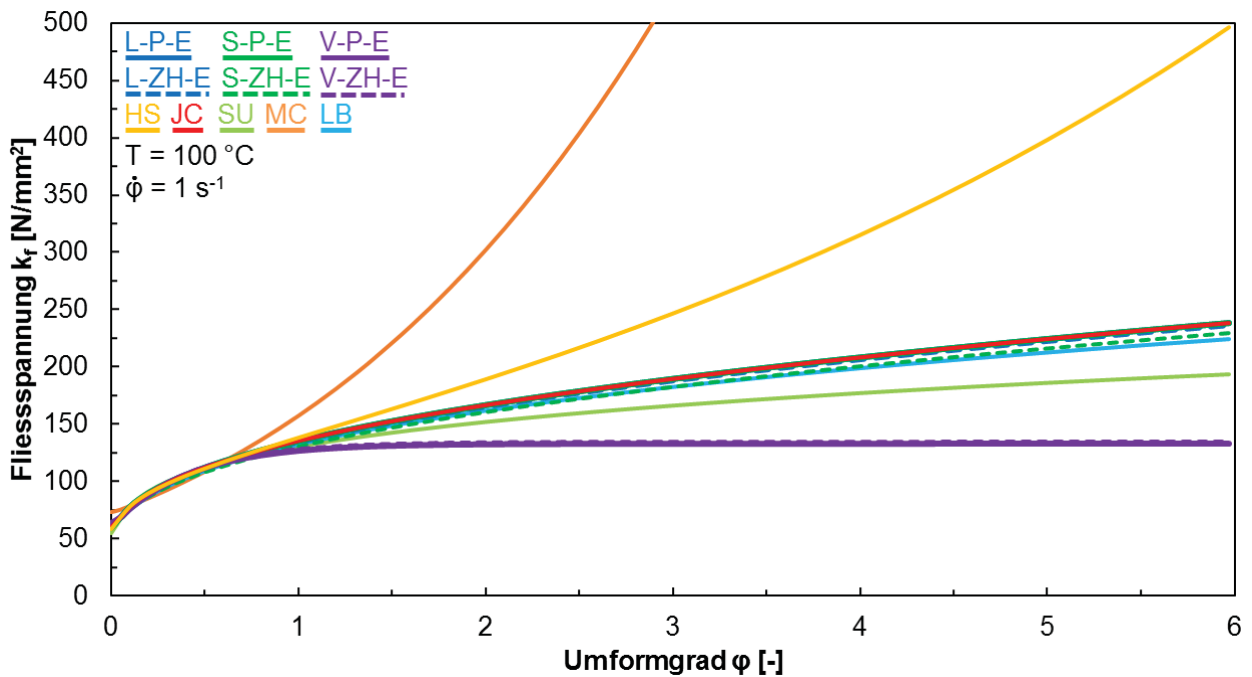


Bild 9.12: Abbildung der Fließkurve bei $\dot{\phi} = 1 \text{ s}^{-1}$ und $T = 100 \text{ °C}$ durch verschiedene Fließkurvenmodelle (Vergrößerung von **Bild 4.21**)

Anhang D (Kapitel 4), Vergrößerungen von Bild 4.22

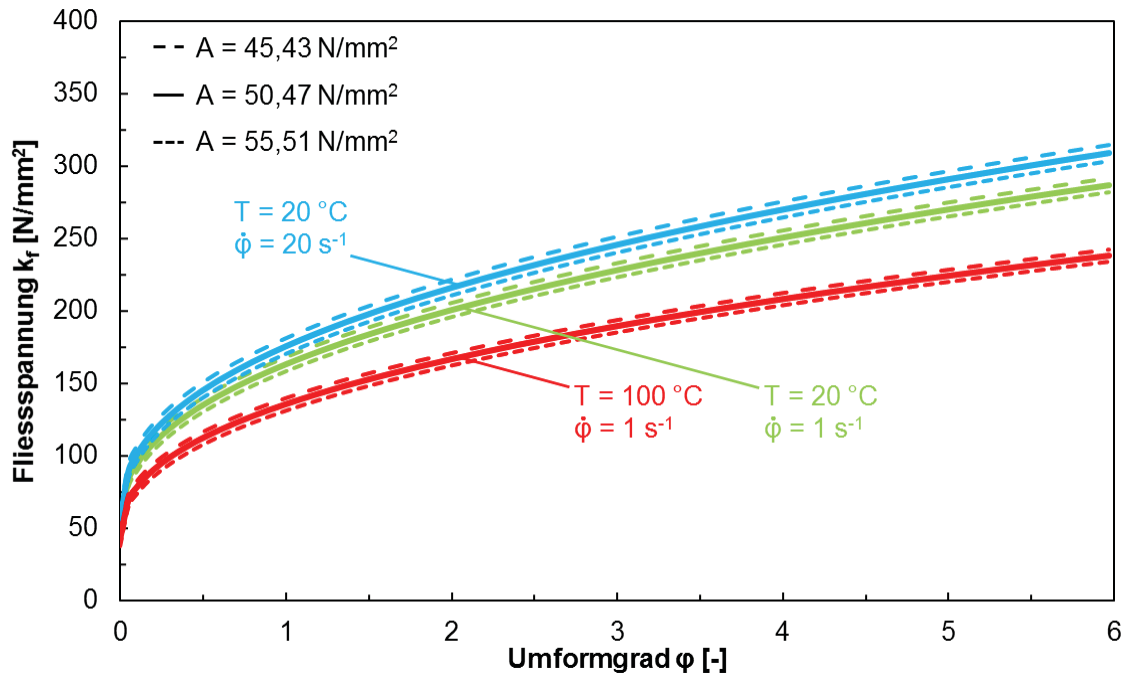


Bild 9.13: Auswirkungen der Änderung der Materialkonstanten A (Modellparameter x_2) auf die Fließspannung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A bei verschiedenen Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten (alle weiteren Materialkonstanten jeweils konstant gehalten; Vergrößerung von **Bild 4.22**)

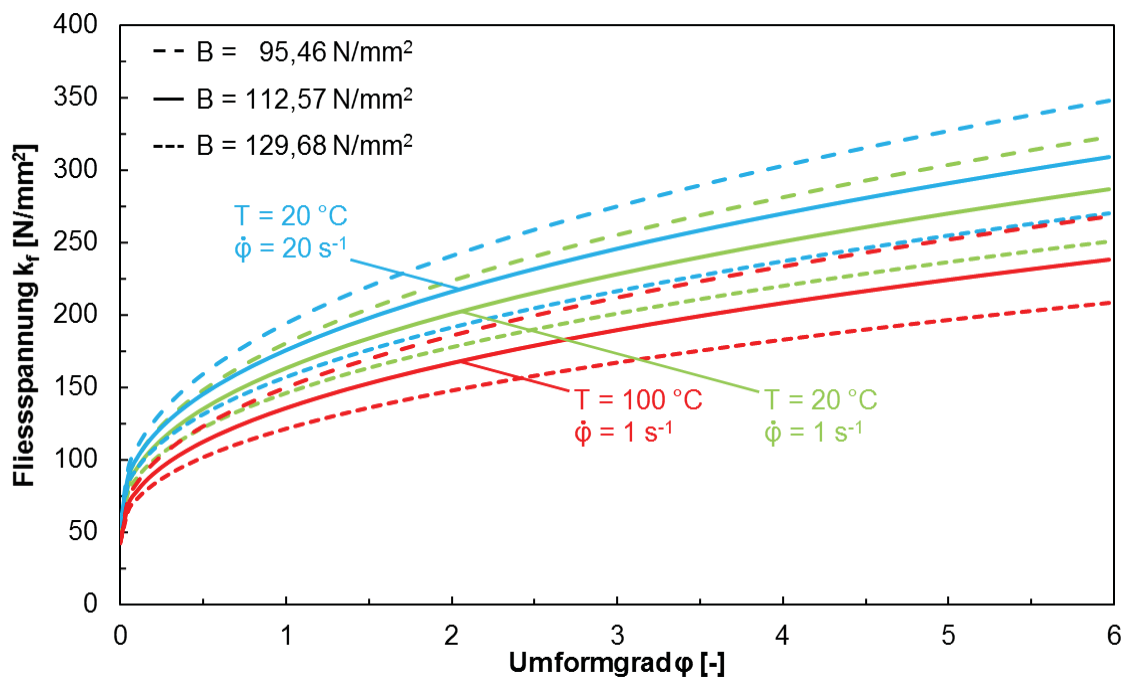


Bild 9.14: Auswirkungen der Änderung der Materialkonstanten B (Modellparameter x_3) auf die Fließspannung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A bei verschiedenen Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten (alle weiteren Materialkonstanten jeweils konstant gehalten; Vergrößerung von **Bild 4.22**)

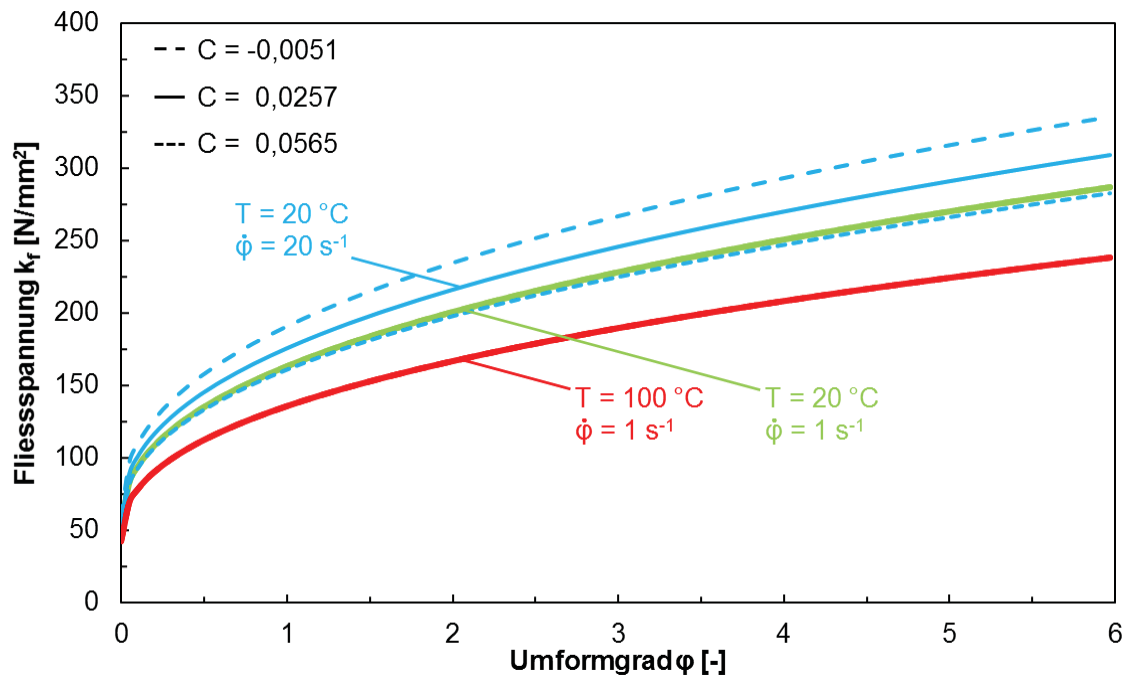


Bild 9.15: Auswirkungen der Änderung der Materialkonstanten C (Modellparameter x_4) auf die Fließspannung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A bei verschiedenen Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten (alle weiteren Materialkonstanten jeweils konstant gehalten; Vergrößerung von **Bild 4.22**)

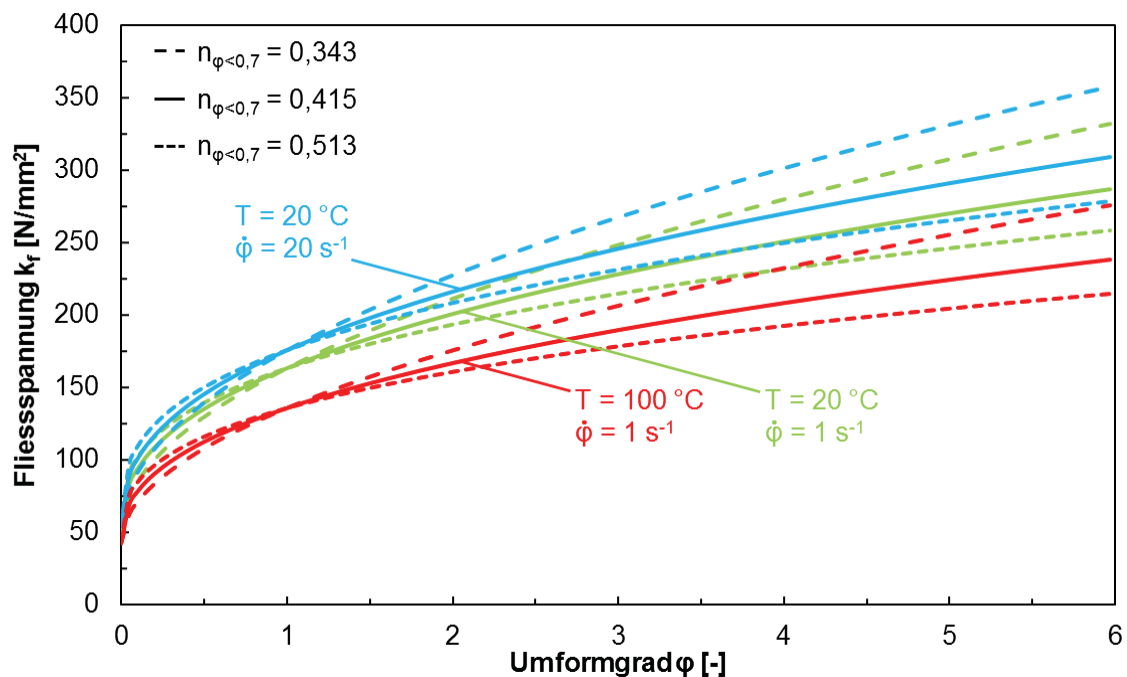


Bild 9.16: Auswirkungen der Änderung der Materialkonstanten $n_{\phi \leq 0,7}$ (Modellparameter x_5) auf die Fließspannung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A bei verschiedenen Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten (alle weiteren Materialkonstanten jeweils konstant gehalten; Vergrößerung von **Bild 4.22**)

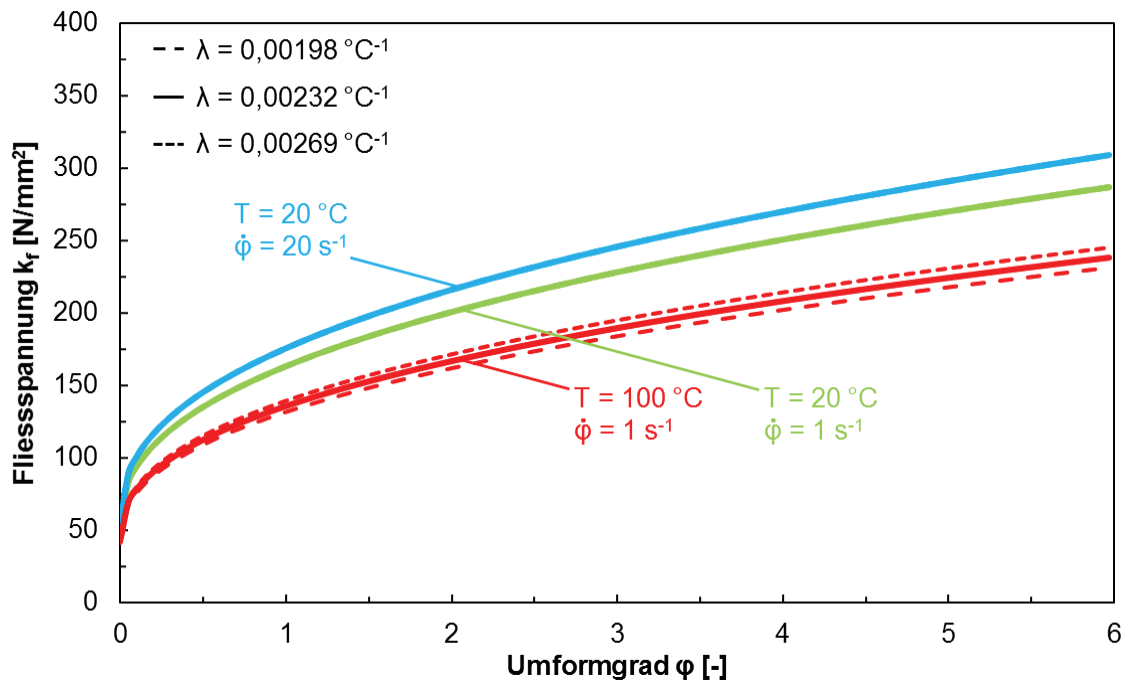


Bild 9.17: Auswirkungen der Änderung der Materialkonstanten λ (Modellparameter x_6) auf die Fließspannung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A bei verschiedenen Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten (alle weiteren Materialkonstanten jeweils konstant gehalten; Vergrößerung von **Bild 4.22**)

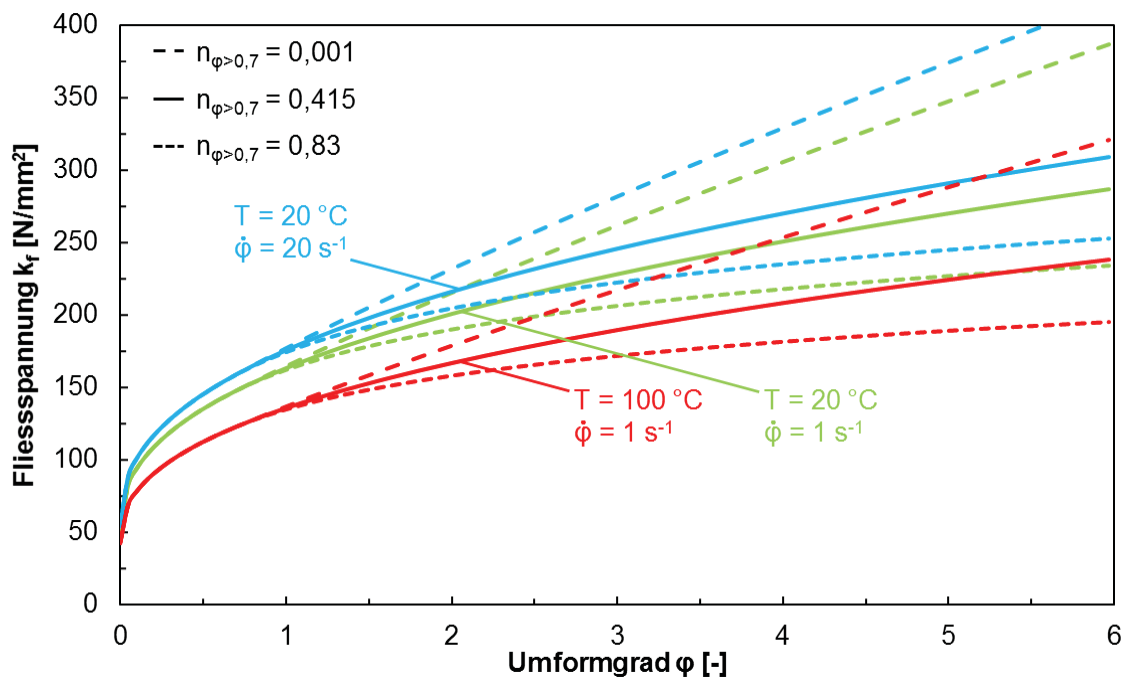


Bild 9.18: Auswirkungen der Änderung der Materialkonstanten $n_{\phi > 0,7}$ (Modellparameter x_7) auf die Fließspannung der Aluminiumlegierung EN AW 1050A bei verschiedenen Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten (alle weiteren Materialkonstanten jeweils konstant gehalten; Vergrößerung von **Bild 4.22**)

Anhang E (Kapitel 4), Einzelterme der Zielgrößen RMS₁, RMS₂ und RMS₃

$$RMS_{111}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \sum_{l=1}^2 (u_{111l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{111l}^{Exp})^2} \quad (98)$$

$$RMS_{112}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \sum_{l=1}^2 (u_{112l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{112l}^{Exp})^2} \quad (99)$$

$$RMS_{121}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \sum_{l=1}^2 (u_{121l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{121l}^{Exp})^2} \quad (100)$$

$$RMS_{122}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \sum_{l=1}^2 (u_{122l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{122l}^{Exp})^2} \quad (101)$$

$$RMS_{211}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{121} \cdot \sum_{l=1}^{121} (u_{211l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{211l}^{Exp})^2} \quad (102)$$

$$RMS_{212}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{121} \cdot \sum_{l=1}^{121} (u_{212l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{212l}^{Exp})^2} \quad (103)$$

$$RMS_{221}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{121} \cdot \sum_{l=1}^{121} (u_{221l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{221l}^{Exp})^2} \quad (104)$$

$$RMS_{222}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{121} \cdot \sum_{l=1}^{121} (u_{222l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{222l}^{Exp})^2} \quad (105)$$

$$RMS_{311}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{121} \cdot \sum_{l=1}^{121} (u_{311l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{311l}^{Exp})^2} \quad (106)$$

$$RMS_{312}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{121} \cdot \sum_{l=1}^{121} (u_{312l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{312l}^{Exp})^2} \quad (107)$$

$$RMS_{321}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{121} \cdot \sum_{l=1}^{121} (u_{321l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{321l}^{Exp})^2} \quad (108)$$

$$RMS_{322}(\underline{x}_n) = \sqrt{\frac{1}{121} \cdot \sum_{l=1}^{121} (u_{322l}^{FEM}(\underline{x}_n) - u_{322l}^{Exp})^2} \quad (109)$$

Anhang F (Kapitel 4), Automatisierung des Prozessablaufs für die inverse Identifizierung von Modellparametern

Für jedes Design wird ein Dateordner mit einer von *optiSLang* vorgegebenen Unterverzeichnisstruktur erstellt. Dorthin werden zur Ausführung mit *simufact.forming* für jeden der beiden Prozesse VR-NR- und NV-NR-FP jeweils zwei *.sfp-Dateien (je Schmierstoff eine *.sfp-Datei) und die dazugehörigen Projektordner samt aller Unterverzeichnisse kopiert, insgesamt also vier *.sfp-Dateien und vier Projektordner. Eine *.m-Datei zur Ausführung mit *MATLAB* und eine *.txt-Datei (enthält Daten der Fließkurven mit den Referenzwerten aus **Tabelle 4.13**) dienen zur Erzeugung der *.SF-Datei, welche in *simufact.forming* die Eigenschaften des Umformwerkstoffs beschreibt. Zum Start von jeder der vier Simulationsrechnungen je Design wird jeweils eine *.xml-Datei benötigt und daher ebenfalls in den Designordner kopiert. In den *.xml-Dateien sind die Namen der *.sfp-Dateien, der Simulationsprozesse in den *.sfp-Dateien und die Pfade bestimmter Unterverzeichnisse enthalten. Für die spätere Berechnung der Zielgrößen sind ferner je Simulationsrechnung zwei weitere *.m-Dateien und eine *.xlsx-Datei notwendig. In den *.xlsx-Dateien sind die Informationen mit den experimentell ermittelten Stempelkraft-Stößelweg- und Werkstücktemperatur-Stempelweg-Verläufen enthalten.

Zunächst wird für jedes Design mit den sieben rheologischen Modellparametern und mithilfe einer *.m-Datei die *.SF-Datei erzeugt, welche die Eigenschaften des Umformwerkstoffs beschreibt. Sie enthält neben dem angepassten Verlustfaktor V und aufgrund der variablen Modellparameter x_2 bis x_7 veränderten Fließkurven auch die weiteren Werkstoffeigenschaften von EN AW 1050A (siehe **Tabelle 4.9**). Es folgt die Überprüfung, ob die neu definierten Fließkurven im Bereich $\varphi \leq 0,7$ nicht mehr als 20 % von denen in einer *.txt-Datei hinterlegten Fließkurven mit den Referenzwerten der Modellparameter x_2 bis x_7 abweichen und gegebenenfalls die Verwerfung des Designs.

Ansonsten ändert *optiSLang* weiterhin an den entsprechenden Stellen von zwei *.SF-Dateien (je Schmierstoff eine Datei) die Reibungszahl μ_j und den Reibfaktor m_j und von zwei weiteren *.SF-Dateien (auch hier je Schmierstoff eine Datei) den Wärmeübergangskoeffizienten α_j und speichert diese im Ordner des jeweiligen Designs. Das gleiche gilt für eine weitere *.SF-Datei und der Änderung des Modellparameters x_{14} (Federsteifigkeit D). Die *.SF-Datei mit den Werkstoffeigenschaften und die Datei mit der Information bezüglich D werden in die entsprechenden Unterverzeichnisse der vier Projektordner kopiert. Die beiden *.SF-Dateien mit den Informationen zur Beschreibung der Reibung sowie die zwei Dateien mit den veränderten Werten des Wärmeübergangskoeffizienten werden in die jeweiligen Unterverzeichnisse von je zwei Projektordnern kopiert. Dabei erfolgt die Unterscheidung für welchen Schmierstoff die Modellparameter μ_j , m_j und α_j gelten.

Die vier Simulationsrechnungen je Design werden mit *simufact.forming* der Reihe nach gerechnet und mithilfe von *MATLAB* werden die Zielgrößen bestimmt. Die Zielgrößen werden in *.csv-Dateien gespeichert und an *optiSLang* übergeben.

Anhang G (Kapitel 4), Einstellungen „Metamodel of Optimal Prognosis“

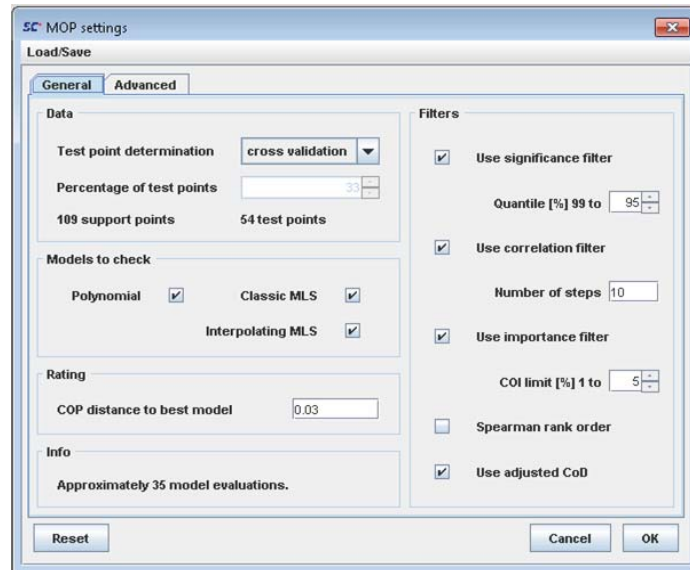


Bild 9.19: Im Reiter „General“ vorgenommene Einstellungen zur Erstellung des „Metamodel of Optimal Prognosis“ (MOP)

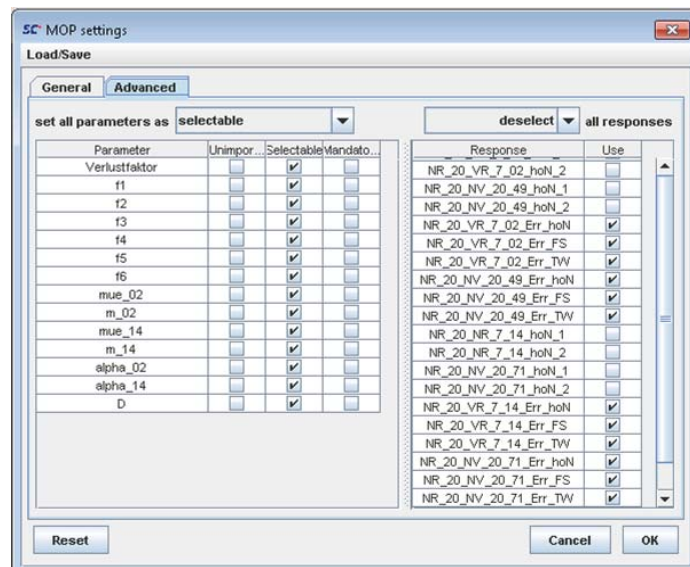


Bild 9.20: Im Reiter „Advanced“ vorgenommene Einstellungen zur Erstellung des „Metamodel of Optimal Prognosis“ (MOP)

Anhang H (Kapitel 4), "Coefficients of Prognosis"

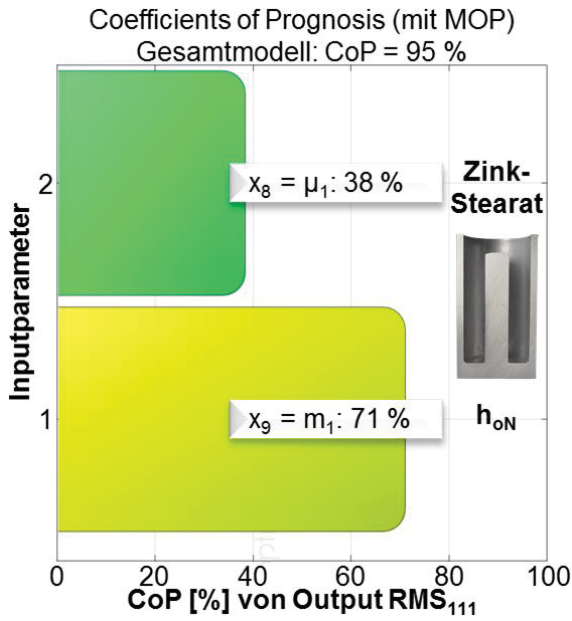


Bild 9.21: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS₁₁₁ (h_{oN} , Zink-Stearat, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS₁

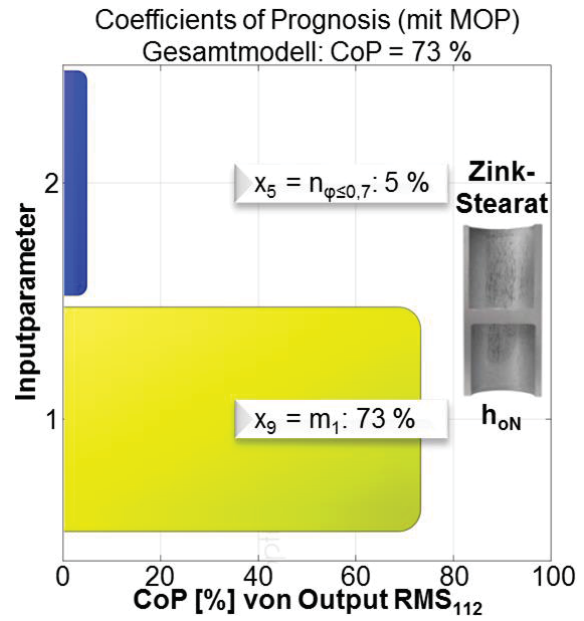


Bild 9.22: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS₁₁₂ (h_{oN} , Zink-Stearat, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS₁

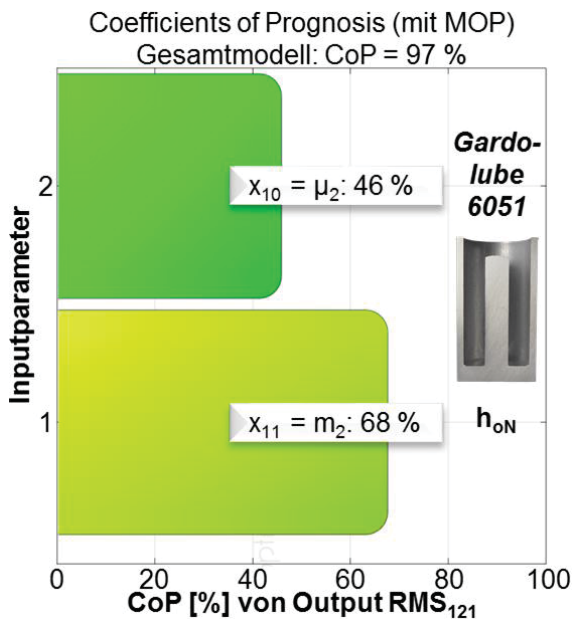


Bild 9.23: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS₁₂₁ (h_{oN} , Gardolube 6051, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS₁

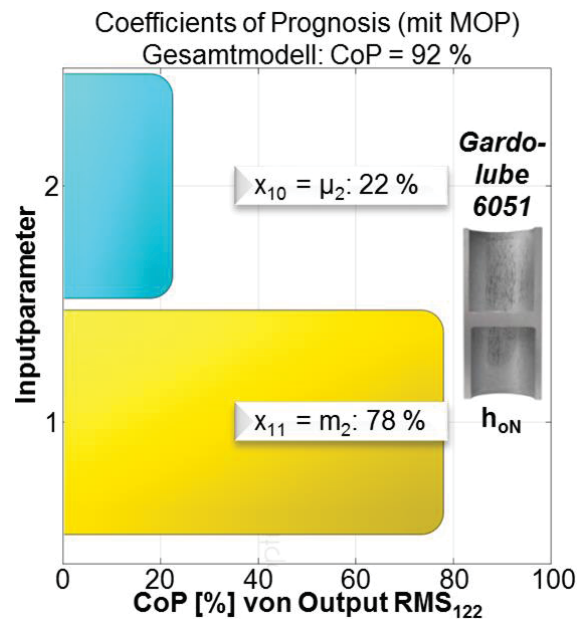


Bild 9.24: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS₁₂₂ (h_{oN} , Gardolube 6051, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS₁

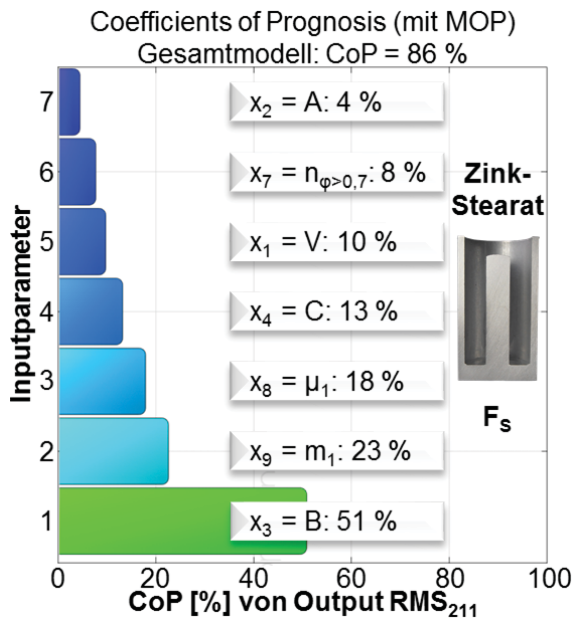


Bild 9.25: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_{211} (F_s , Zink-Stearat, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_2

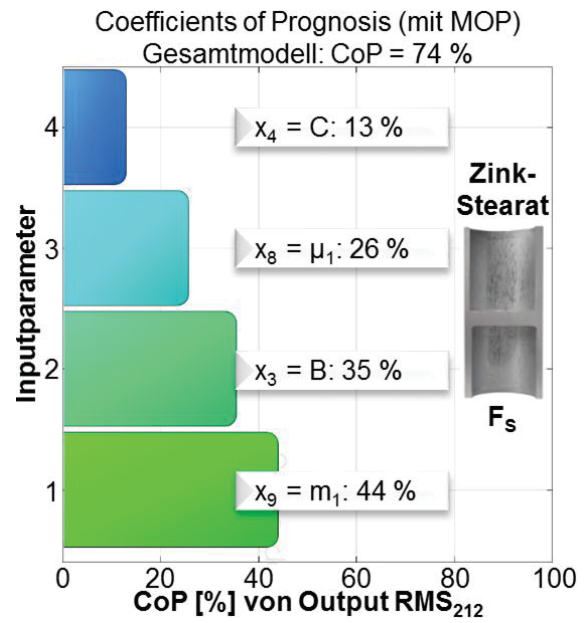


Bild 9.26: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_{212} (F_s , Zink-Stearat, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_2

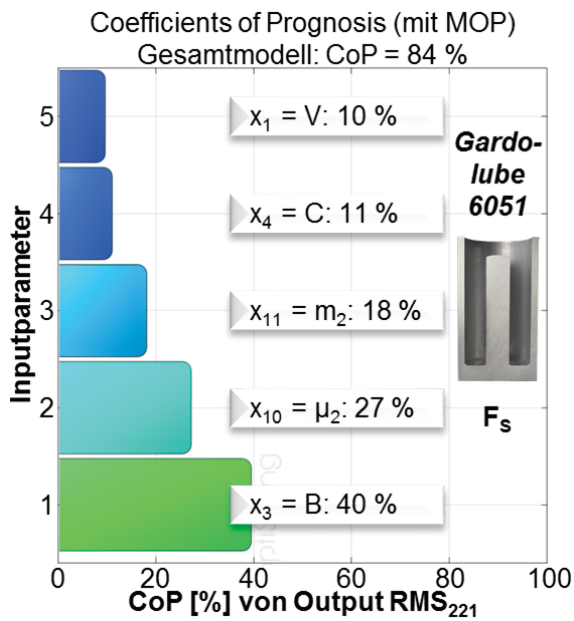


Bild 9.27: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_{221} (F_s , Gardolube 6051, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_2

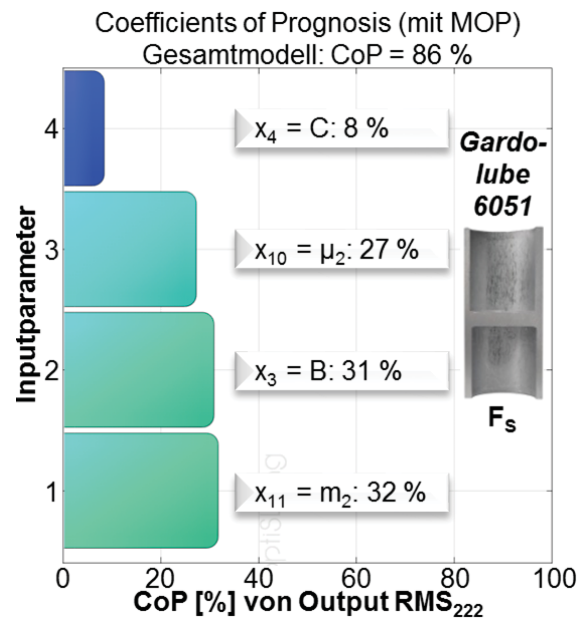


Bild 9.28: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_{222} (F_s , Gardolube 6051, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_2

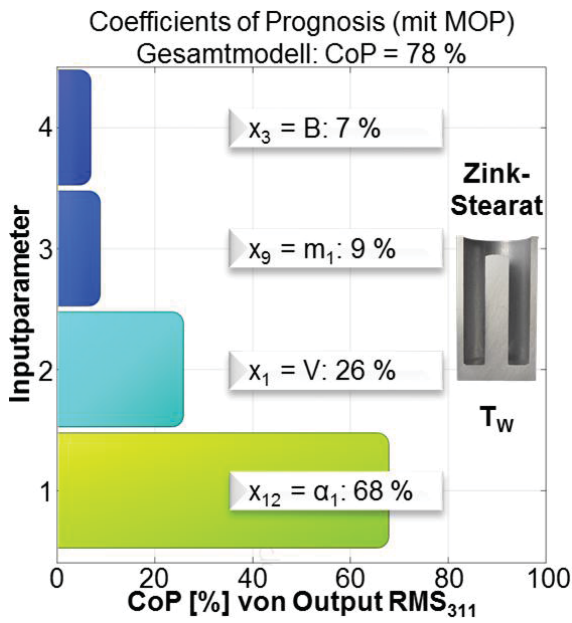


Bild 9.29: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_{311} (T_w , Zink-Stearat, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_3

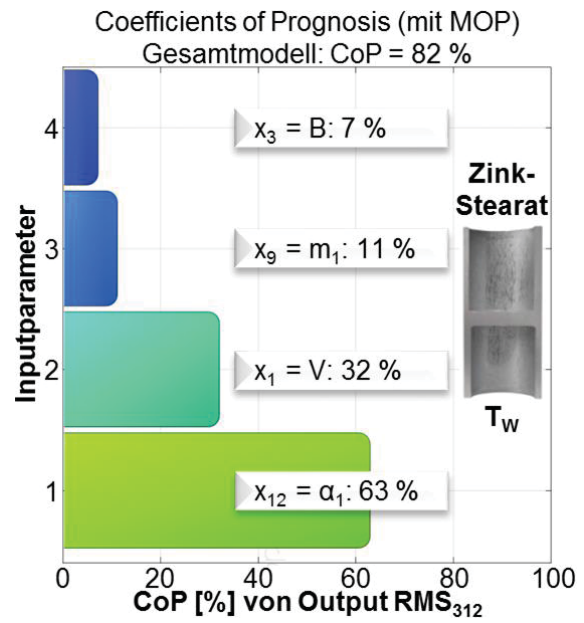


Bild 9.30: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_{312} (T_w , Zink-Stearat, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_3

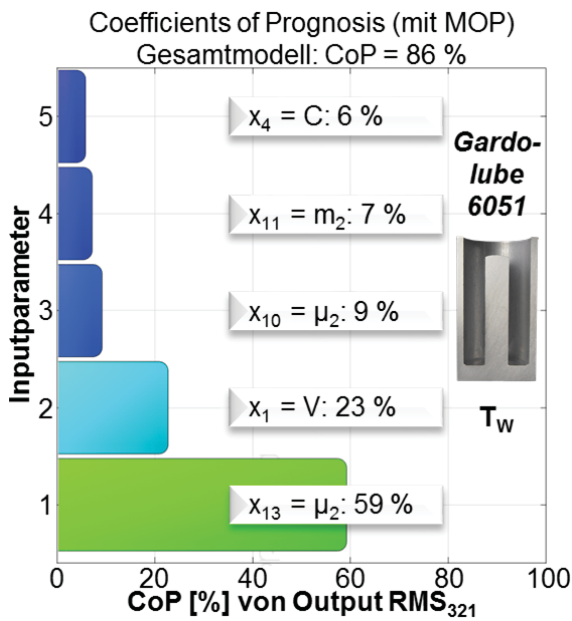


Bild 9.31: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_{321} (T_w , Gardolube 6051, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_3

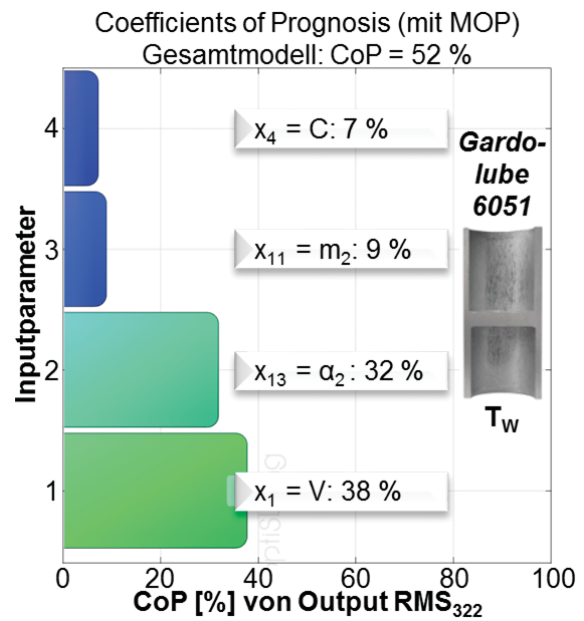


Bild 9.32: Mit dem MOP bestimmte CoP von RMS_{322} (T_w , Gardolube 6051, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_3

Anhang I (Kapitel 4), Antwortflächen und Top View Plots

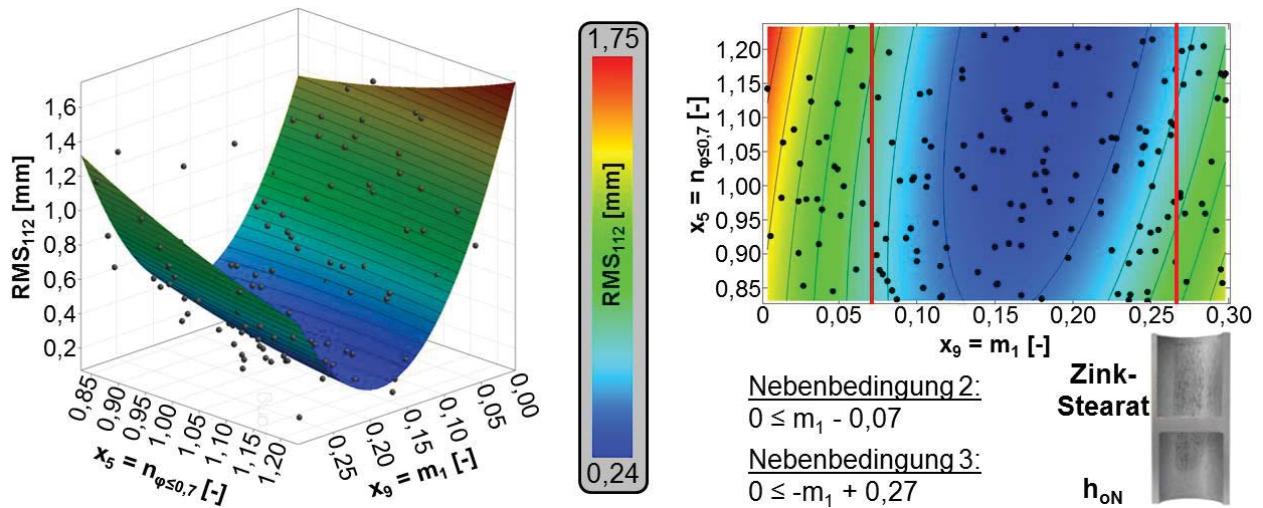


Bild 9.33: Antwortfläche (links) und Top-View-Plot (rechts) der mit dem MOP (Polynomregression) approximierten Größe RMS_{112} (h_{oN} , Zink-Stearat, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_1 in Abhängigkeit von den Modellparametern x_5 ($n_{\varphi \leq 0,7}$) und x_9 (m_1)

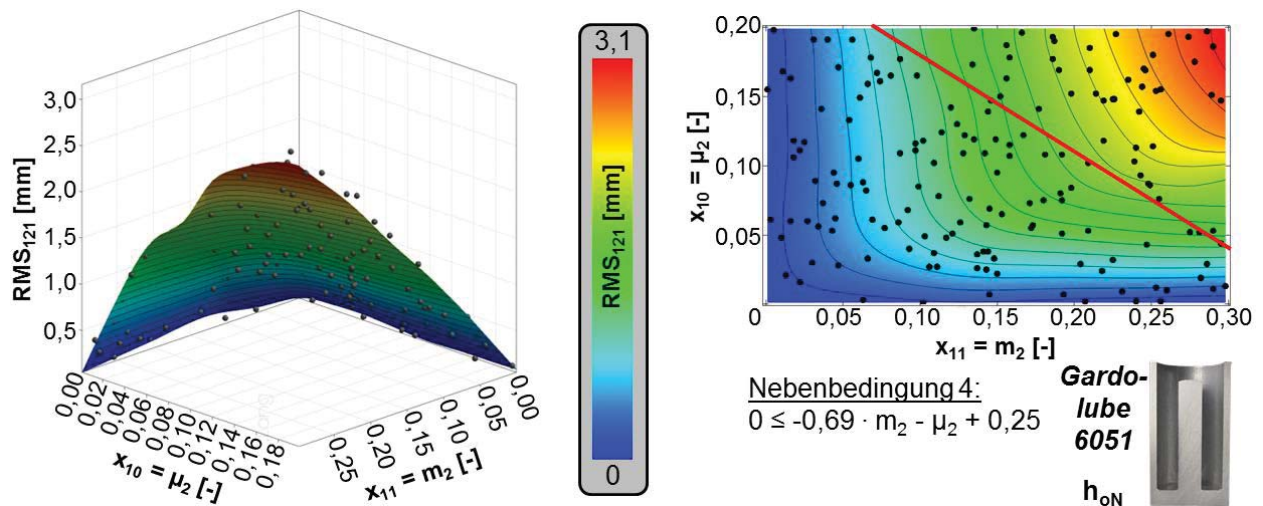


Bild 9.34: Antwortfläche (links) und Top-View-Plot (rechts) der mit dem MOP (MLS-Approximation) approximierten Größe RMS_{121} (h_{oN} , Gardolube 6051, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_1 in Abhängigkeit von den Modellparametern x_{10} (μ_2) und x_{11} (m_2)

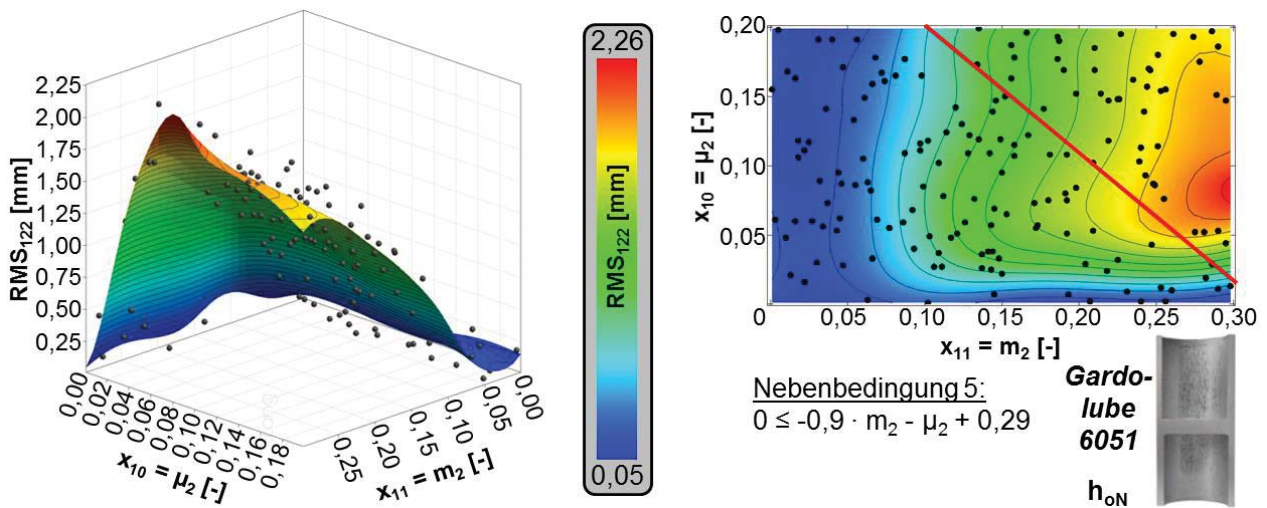


Bild 9.35: Antwortfläche (links) und Top-View-Plot (rechts) der mit dem MOP (MLS-Approximation) approximierten Größe RMS_{122} (h_{oN} , Gardolube 6051, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_1 in Abhängigkeit von den Modellparametern x_{10} (μ_2) und x_{11} (m_2)

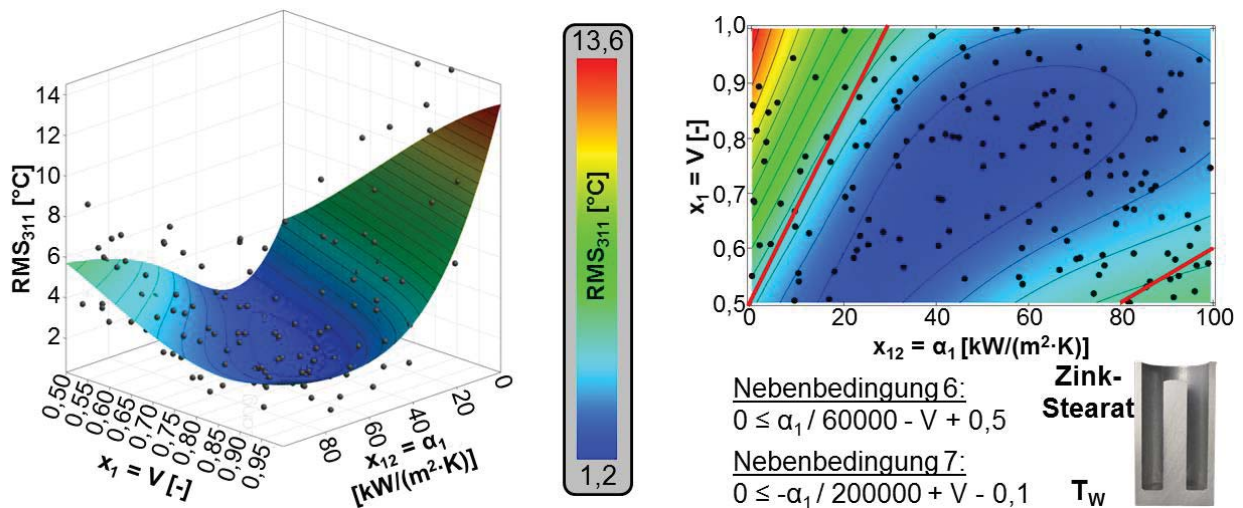


Bild 9.36: Antwortfläche (links) und Top-View-Plot (rechts) der mit dem MOP (MLS-Approximation) approximierten Größe RMS_{311} (T_w , Zink-Stearat, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_3 in Abhängigkeit von den Modellparametern x_1 (V) und x_{12} (α_1)

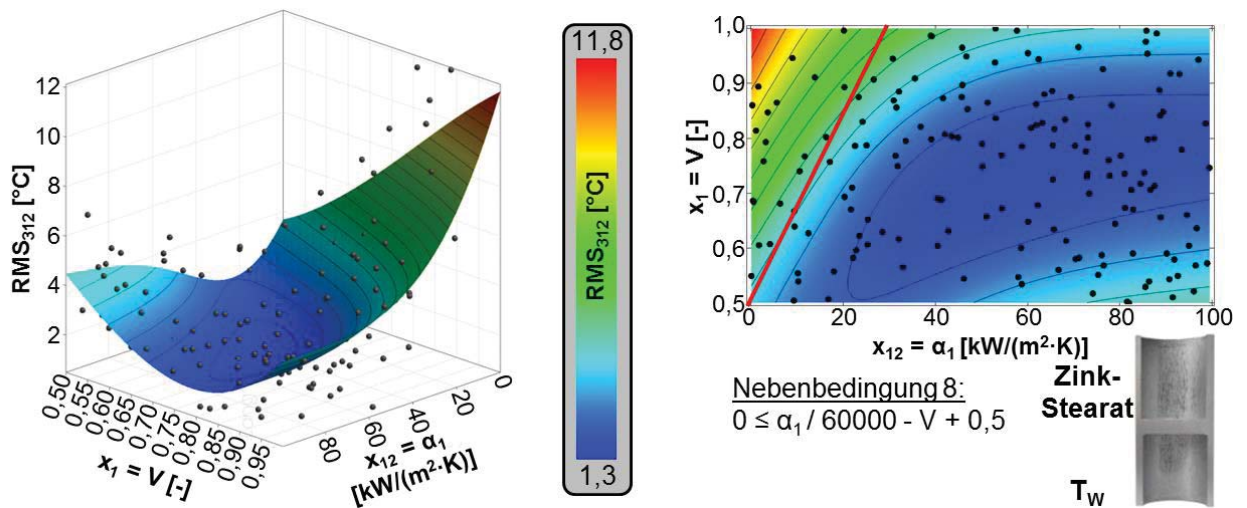


Bild 9.37: Antwortfläche (links) und Top-View-Plot (rechts) der mit dem MOP (MLS-Approximation) approximierten Größe RMS_{312} (T_w , Zink-Stearat, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_3 in Abhängigkeit von den Modellparametern x_1 (V) und x_{12} (α_1)

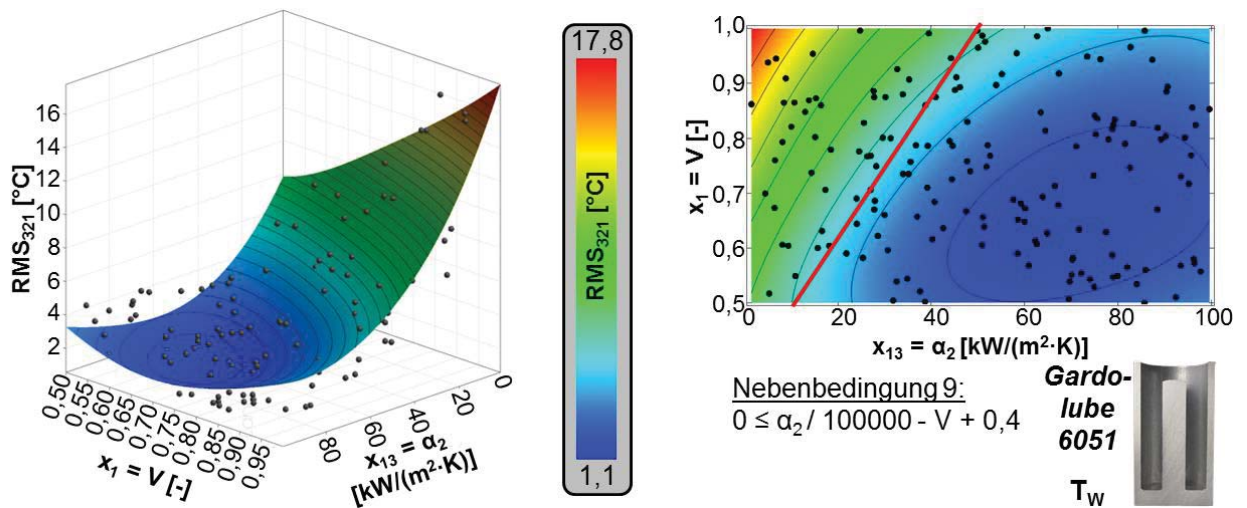


Bild 9.38: Antwortfläche (links) und Top-View-Plot (rechts) der mit dem MOP (MLS-Approximation) approximierten Größe RMS_{321} (T_w , Gardolube 6051, VR-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_3 in Abhängigkeit von den Modellparametern x_1 (V) und x_{13} (α_2)

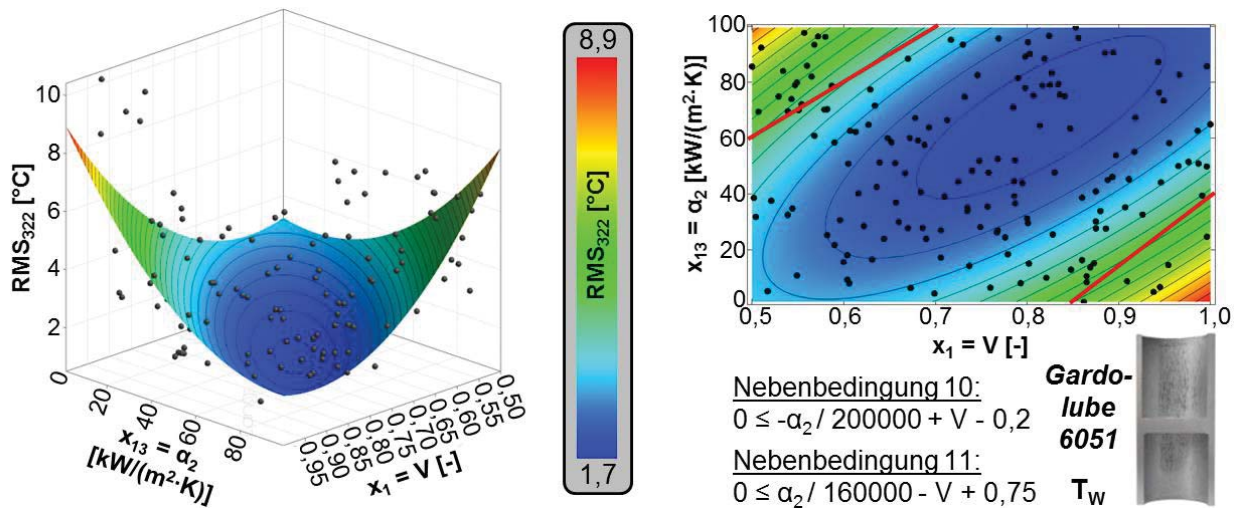


Bild 9.39: Antwortfläche (links) und Top-View-Plot (rechts) der mit dem MOP (Polynomregression) approximierten Größe RMS_{322} (T_w , Gardolube 6051, NV-NR) als Bestandteil der Zielgröße RMS_3 in Abhängigkeit von den Modellparametern x_{13} (α_2) und x_1 (V)

Anhang J (Kapitel 4), Einstellungen Genetischer Algorithmus

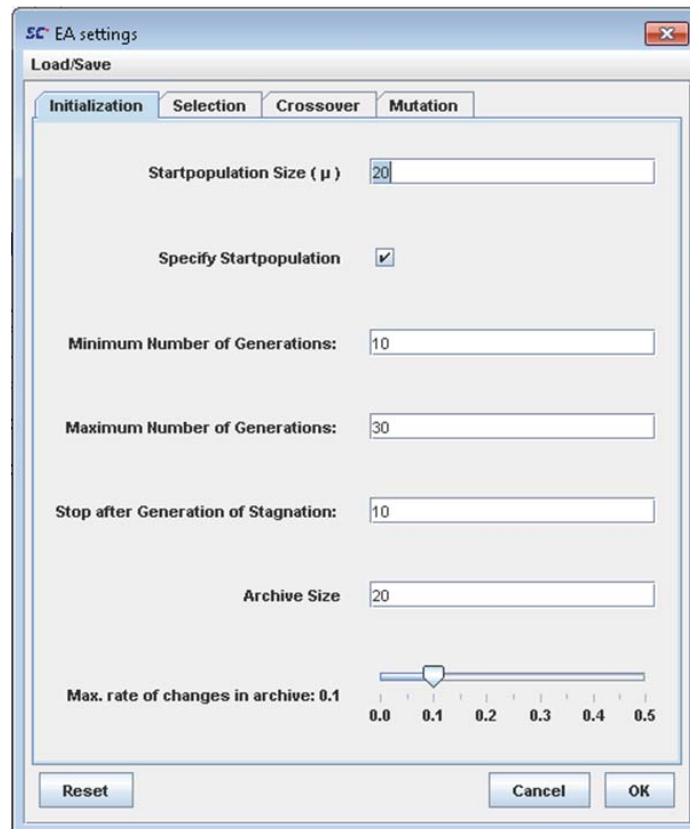


Bild 9.40: Im Reiter „Initialization“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von Modellparametern mit genetischem Algorithmus

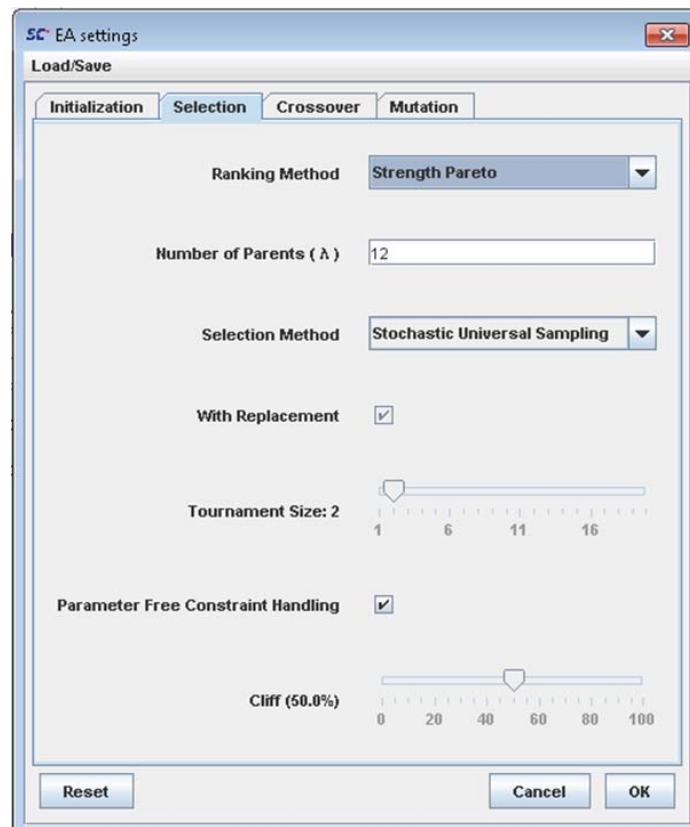


Bild 9.41: Im Reiter „Selection“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von Modellparametern mit genetischem Algorithmus

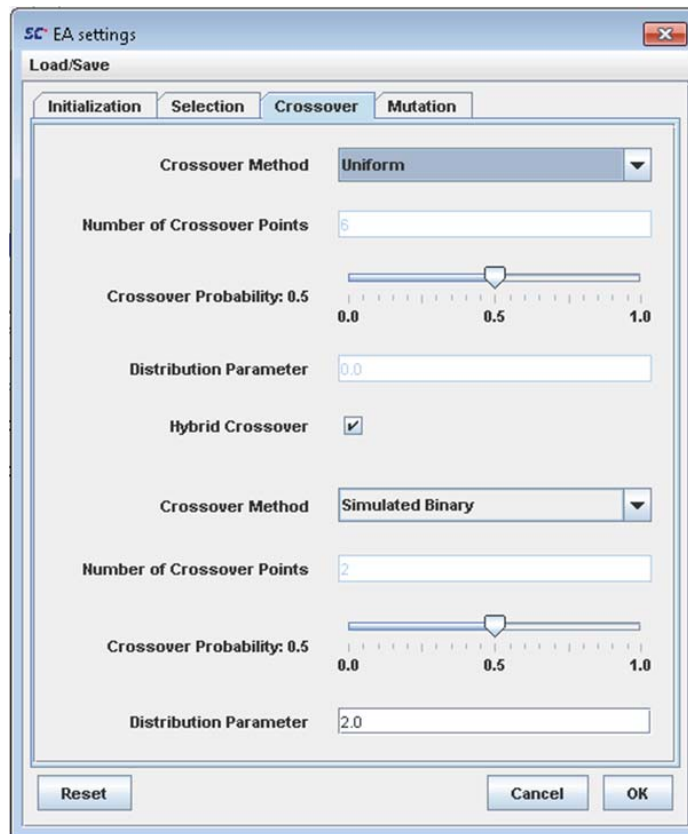


Bild 9.42: Im Reiter „Crossover“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von Modellparametern mit genetischem Algorithmus

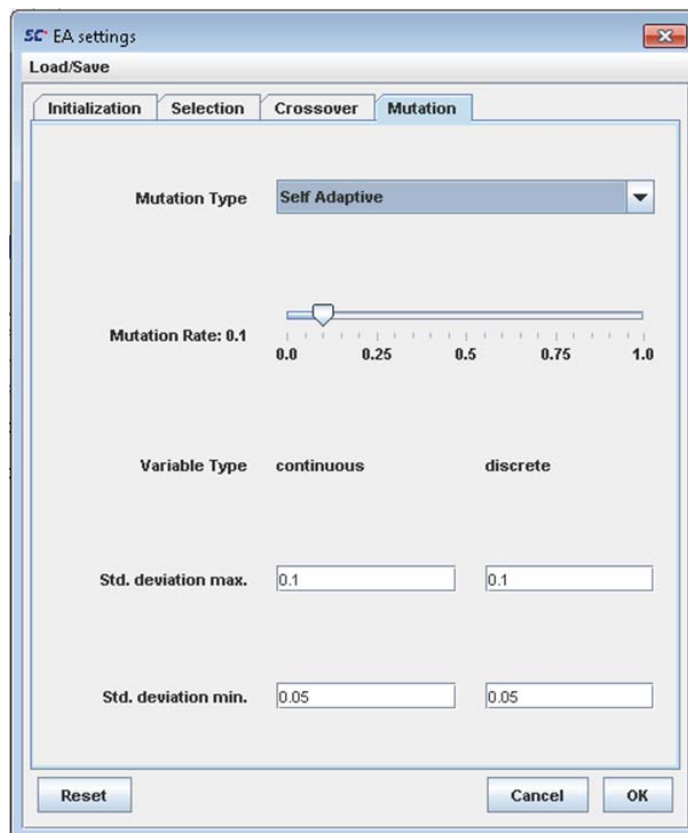


Bild 9.43: Im Reiter „Mutation“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von Modellparametern mit genetischem Algorithmus

Anhang K (Kapitel 4), Startpopulation für den genetischen Algorithmus

Tabelle 9.2: Parameterwerte der Designs der Startpopulation für die Anwendung des genetischen Algorithmus

Design	V [-]	A [N/mm ²]	B [N/mm ²]	C [-]	$n_{\varphi \leq 0,7}$ [-]	$n_{\varphi > 0,7}$ [-]
1	0,648	53,23	118,82	0,009	0,464	0,266
2	0,885	49,73	109,36	0,042	0,351	0,086
3	0,834	51,73	110,81	0,035	0,383	0,182
4	0,629	50,03	115,59	0,03	0,476	0,024
5	0,807	50,18	110,36	0,037	0,355	0,069
6	0,7857	53,23	118,82	0,008	0,464	0,266
7	0,798	45,34	118,59	0,03	0,346	0,247
8	0,6662	53,23	118,82	0,009	0,501	0,319
9	0,885	49,73	109,36	0,042	0,369	0,086
10	0,885	49,73	109,36	0,042	0,351	0,184
11	0,5538	45,78	105,13	0,018	0,436	0,266
12	0,6511	53,2	115,92	0,027	0,495	0,068
13	0,539	45,89	105,13	0,017	0,442	0,266
14	0,678	52,43	115,92	0,028	0,497	0,068
15	0,798	45,34	118,59	0,03	0,346	0,214
16	0,539	45,89	105,13	0,024	0,442	0,266
17	0,6459	52,43	115,92	0,028	0,453	0,059
18	0,629	50,03	115,59	0,03	0,476	0,024
19	0,648	53,23	118,82	0,009	0,464	0,266
20	0,6662	53,23	118,82	0,009	0,501	0,319
Design	μ_1 [-]	m_1 [-]	μ_2 [-]	m_2 [-]	α_1 [W/(m ² .K)]	α_2 [W/(m ² .K)]
1	0,024	0,185	0,021	0,013	60.125	59.975
2	0,027	0,152	0,016	0,022	32.125	90.325
3	0,052	0,093	0,002	0,256	68.125	79.275
4	0,027	0,152	0,007	0,193	28.525	77.375
5	0,027	0,152	0,163	0,016	42.075	75.225
6	0,0201	0,1045	0,0176	0,013	63.886	59.975
7	0,081	0,087	0,002	0,24	86.025	89.125
8	0,0268	0,185	0,021	0,013	62.214	78.225
9	0,027	0,152	0,0251	0,022	48.504	90.325
10	0,027	0,152	0,016	0,022	32.125	90.325
11	0,079	0,107	0,0485	0,0829	86.325	33.784
12	0,01	0,27	0,011	0,2637	62.225	66.604
13	0,079	0,107	0,106	0,018	86.325	32.575
14	0,027	0,27	0,011	0,29	62.225	67.175
15	0,081	0,087	0,002	0,24	86.025	89.125
16	0,0913	0,1778	0,0977	0,018	87.216	32.575
17	0,0245	0,27	0,011	0,29	59.869	67.175
18	0,027	0,152	0,007	0,193	28.525	77.375
19	0,024	0,185	0,021	0,013	60.125	59.975
20	0,0268	0,185	0,021	0,013	62.214	78.225

Anhang L (Kapitel 4), Parameterhistorien Pareto-Optimierung

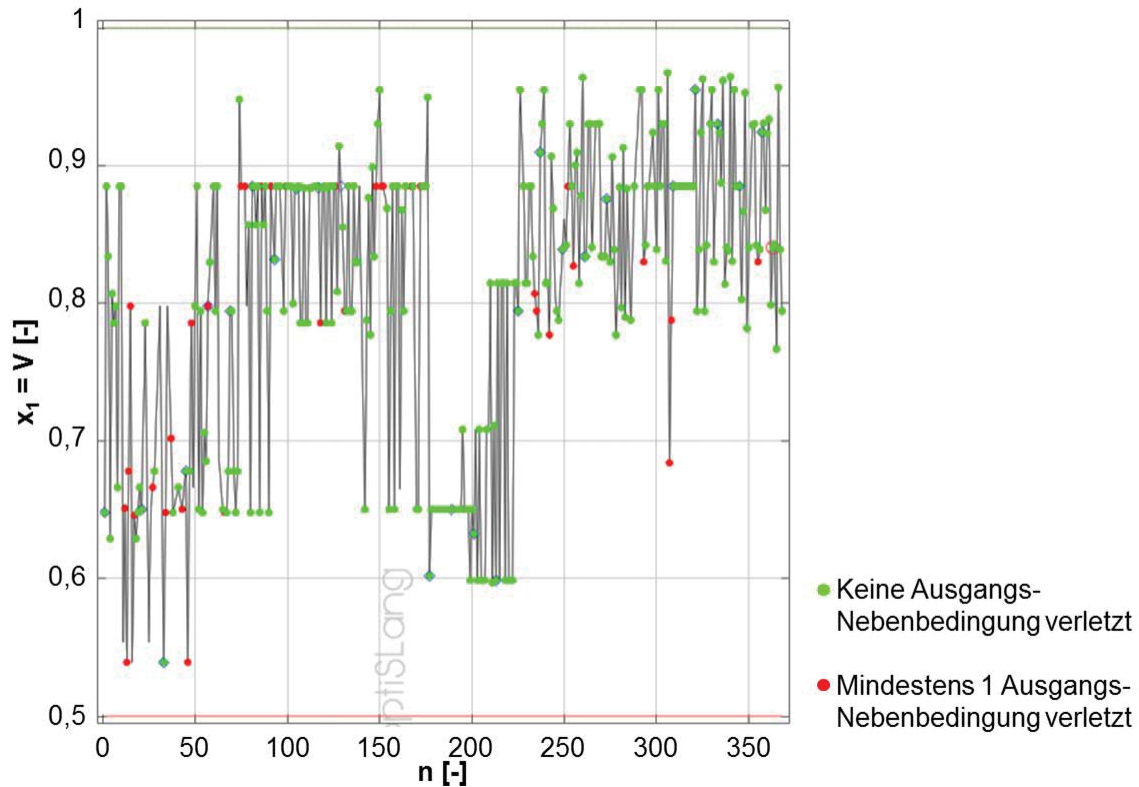


Bild 9.44: Historie des Parameters x_1 (Verlustfaktor V) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

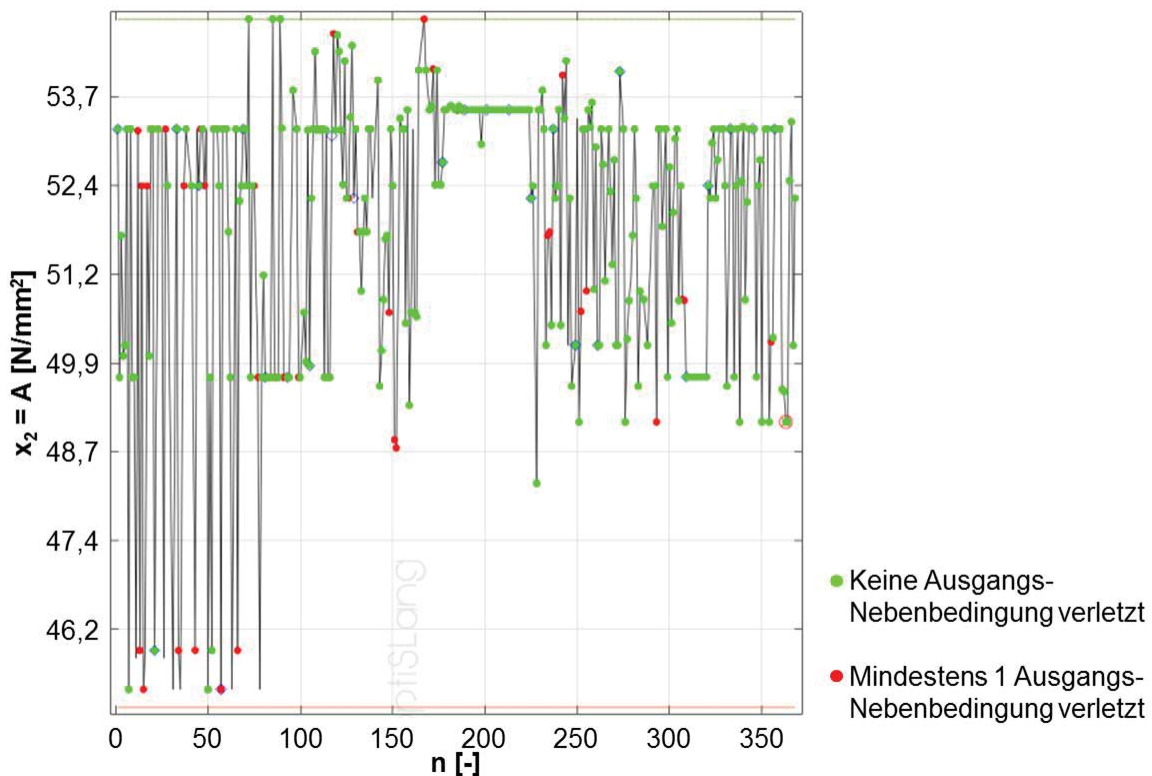


Bild 9.45: Historie des Parameters x_2 (Werkstoffmodellparameter A) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

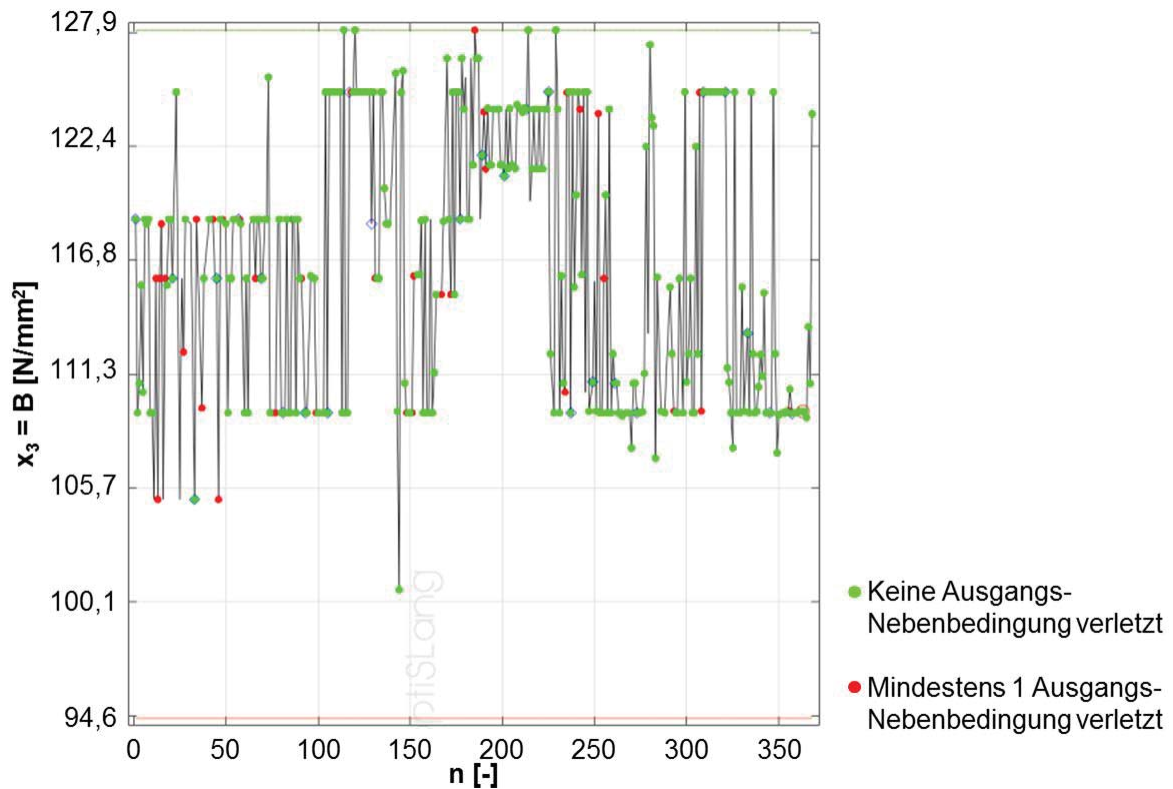


Bild 9.46: Historie des Parameters x_3 (Werkstoffmodellparameter B) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

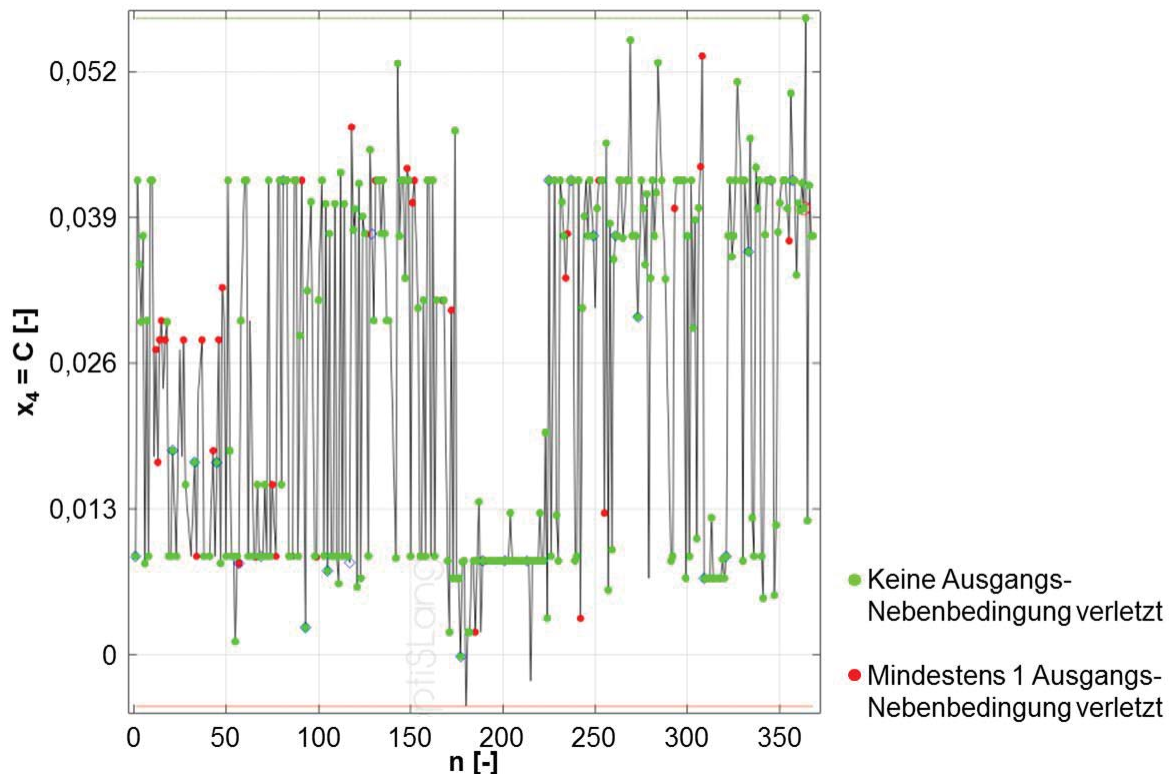


Bild 9.47: Historie des Parameters x_4 (Werkstoffmodellparameter C) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

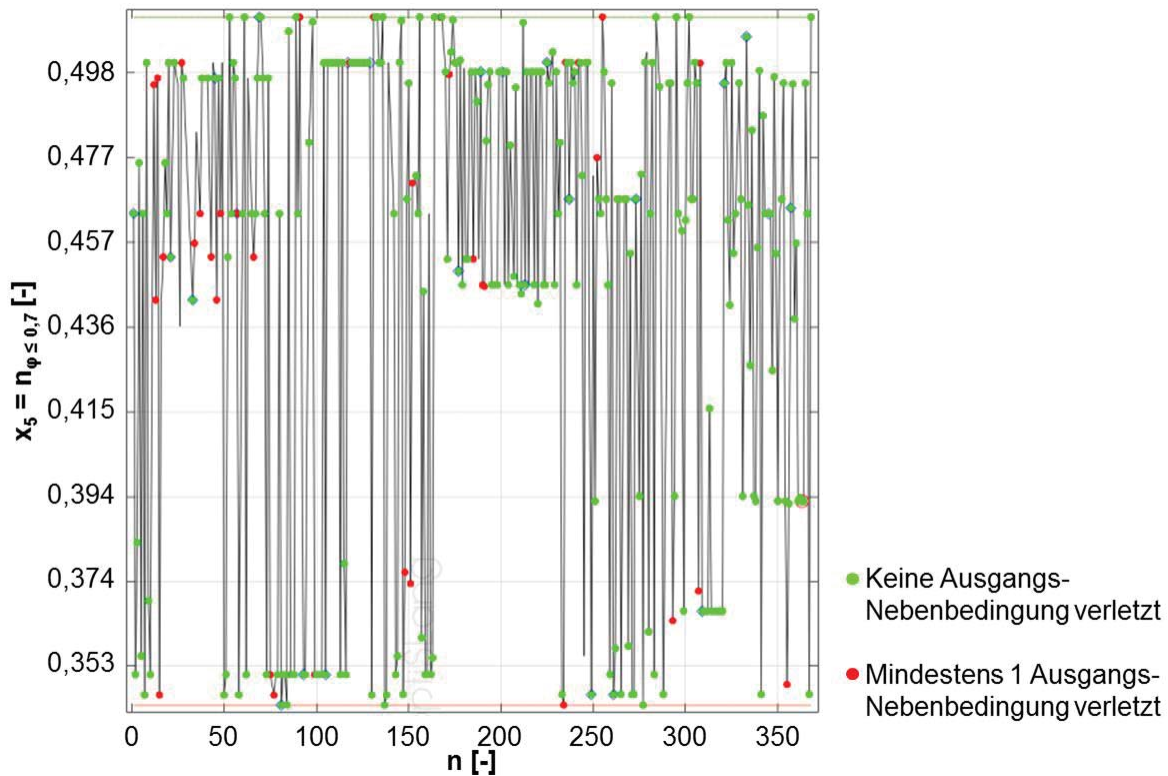


Bild 9.48: Historie des Parameters x_5 (Verfestigungsexponent $n_{\varphi \leq 0,7}$) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

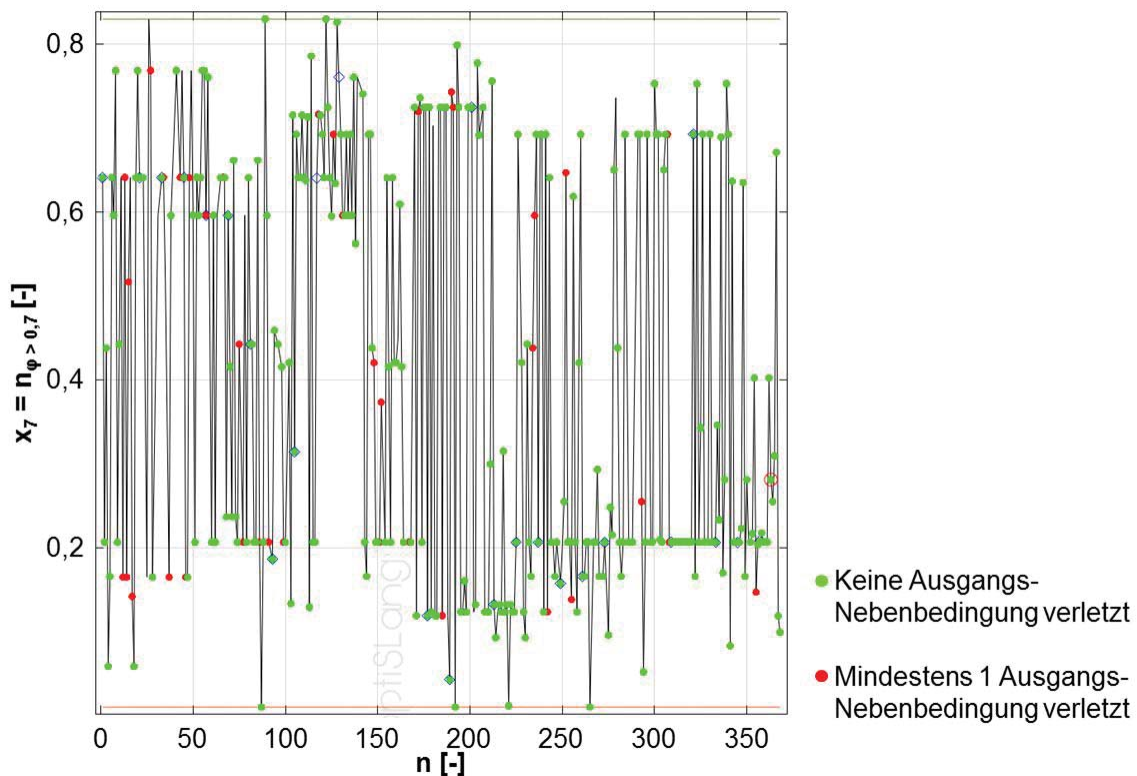


Bild 9.49: Historie des Parameters x_7 (Verfestigungsexponent $n_{\varphi > 0,7}$) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

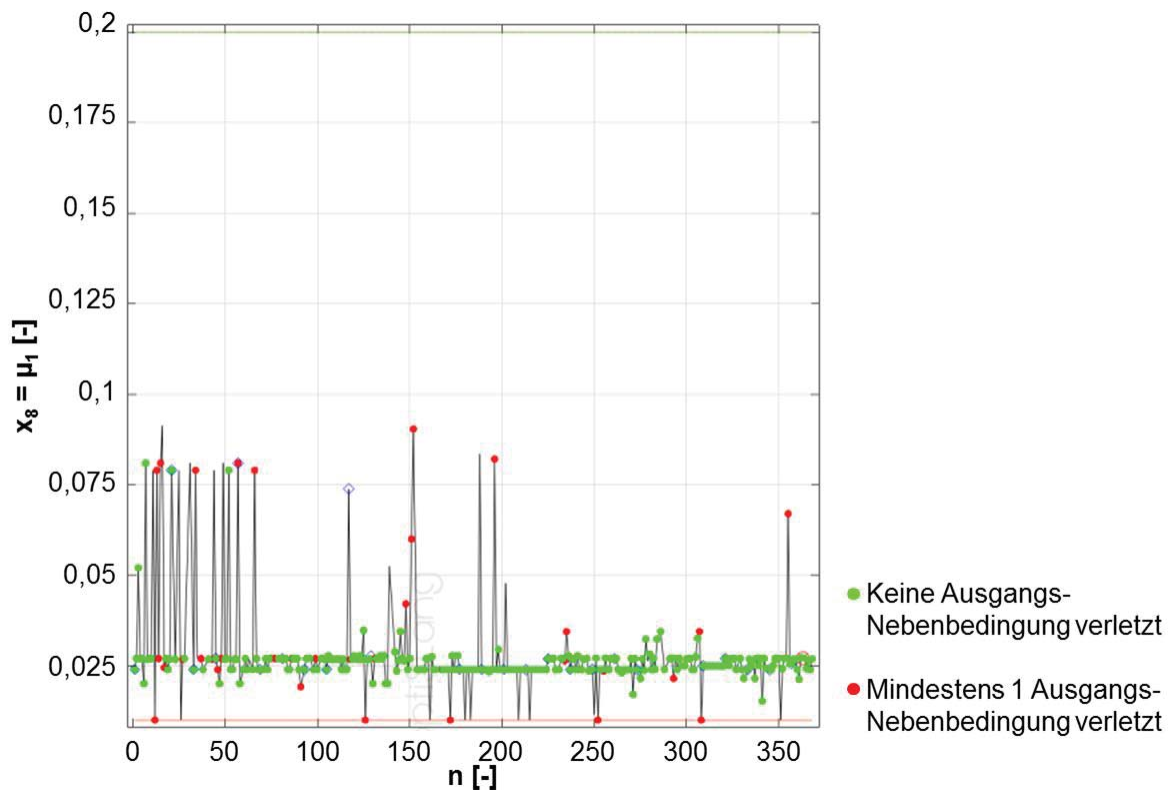


Bild 9.50: Historie des Parameters x_8 (Reibungszahl μ_1) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus (Vergrößerung von **Bild 4.28**)

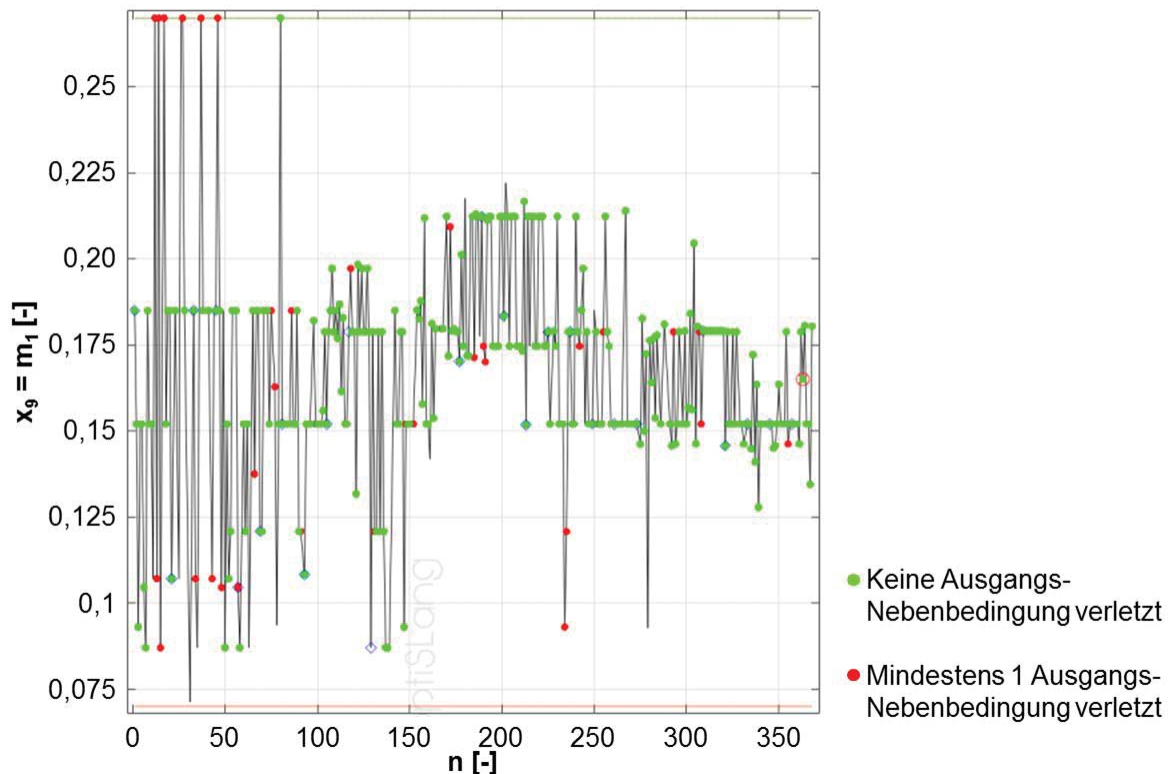


Bild 9.51: Historie des Parameters x_9 (Reibfaktor m_1) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus (Vergrößerung von **Bild 4.29**)

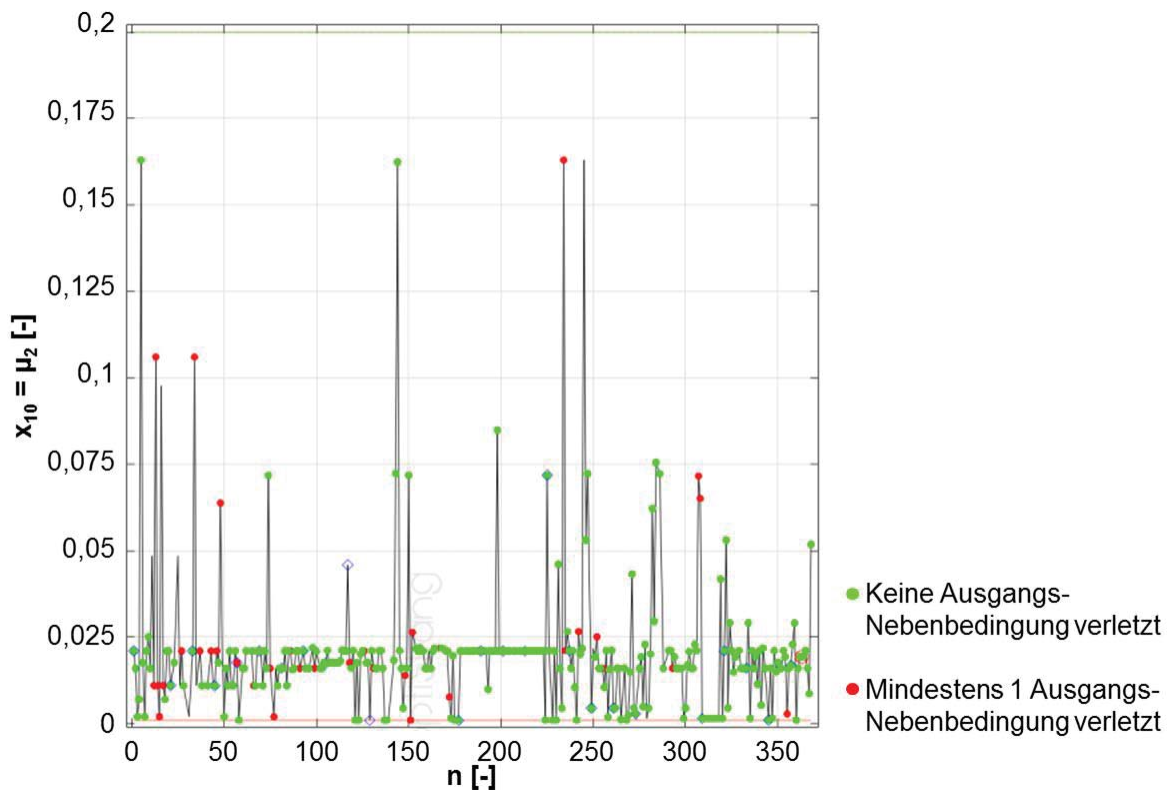


Bild 9.52: Historie des Parameters x_{10} (Reibungszahl μ_2) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus (Vergrößerung von **Bild 4.30**)

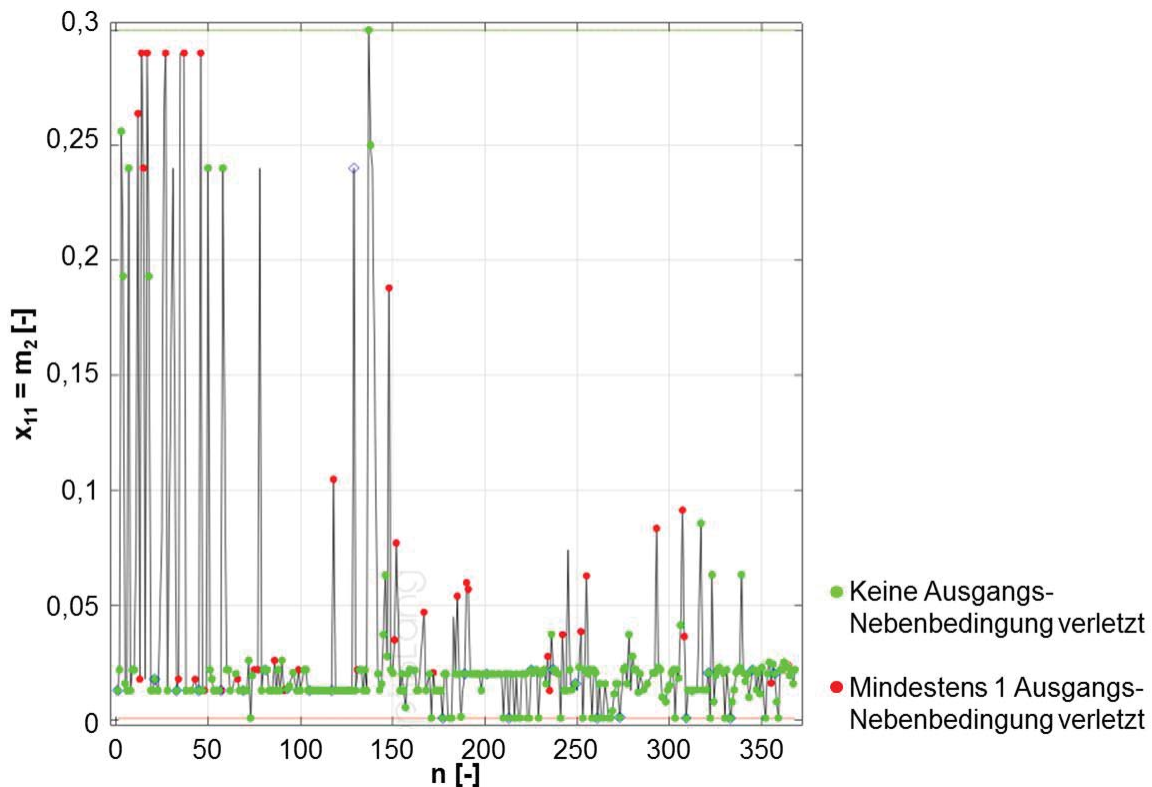


Bild 9.53: Historie des Parameters x_{11} (Reibfaktor m_2) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus (Vergrößerung von **Bild 4.31**)

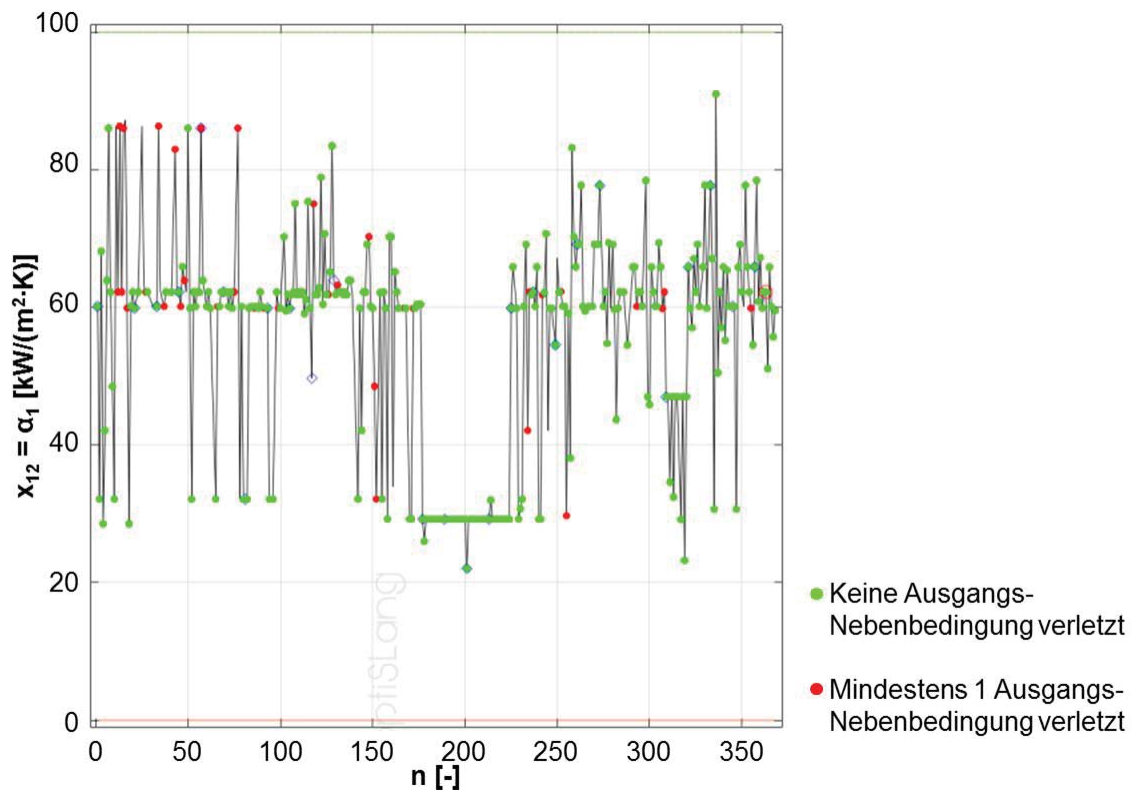


Bild 9.54: Historie des Parameters x_{12} (Wärmeübergangskoeffizient α_1) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

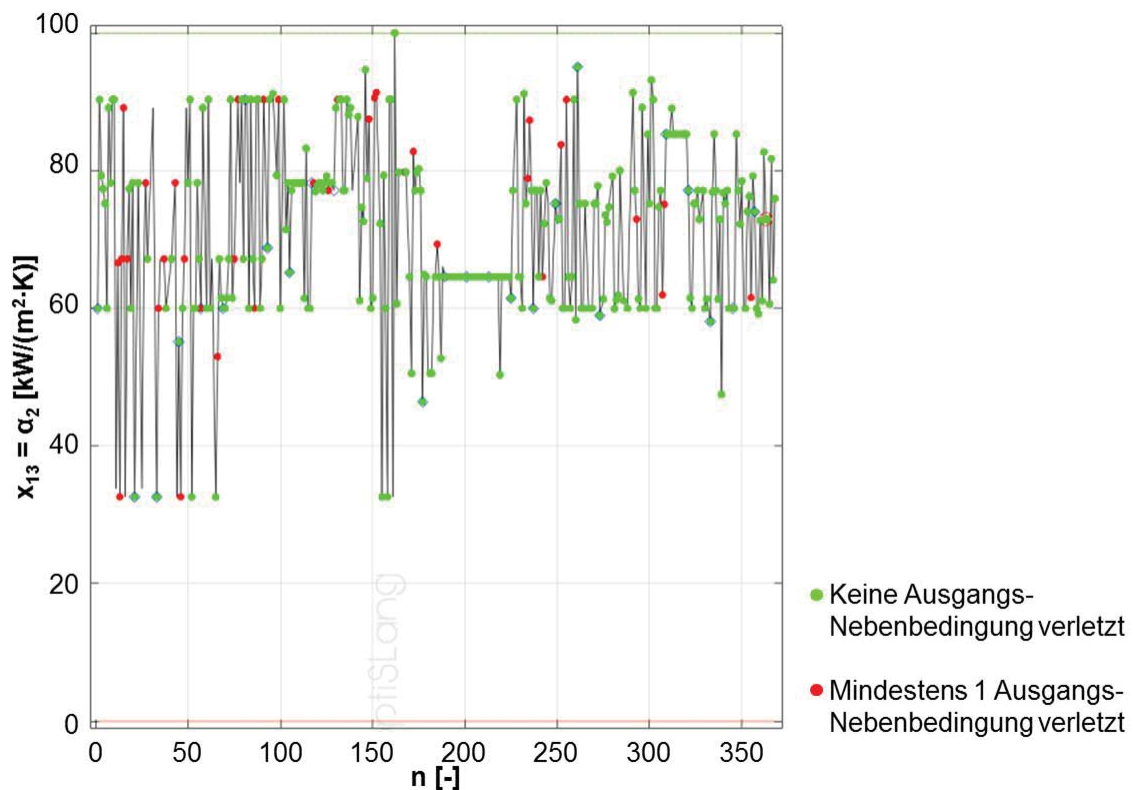


Bild 9.55: Historie des Parameters x_{13} (Wärmeübergangskoeffizient α_2) in Abhängigkeit von der Designnummer während der Pareto-Optimierung der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mittels des angewendeten genetischen Algorithmus

Anhang M (Kapitel 4), Vergrößerung von Bild 4.32

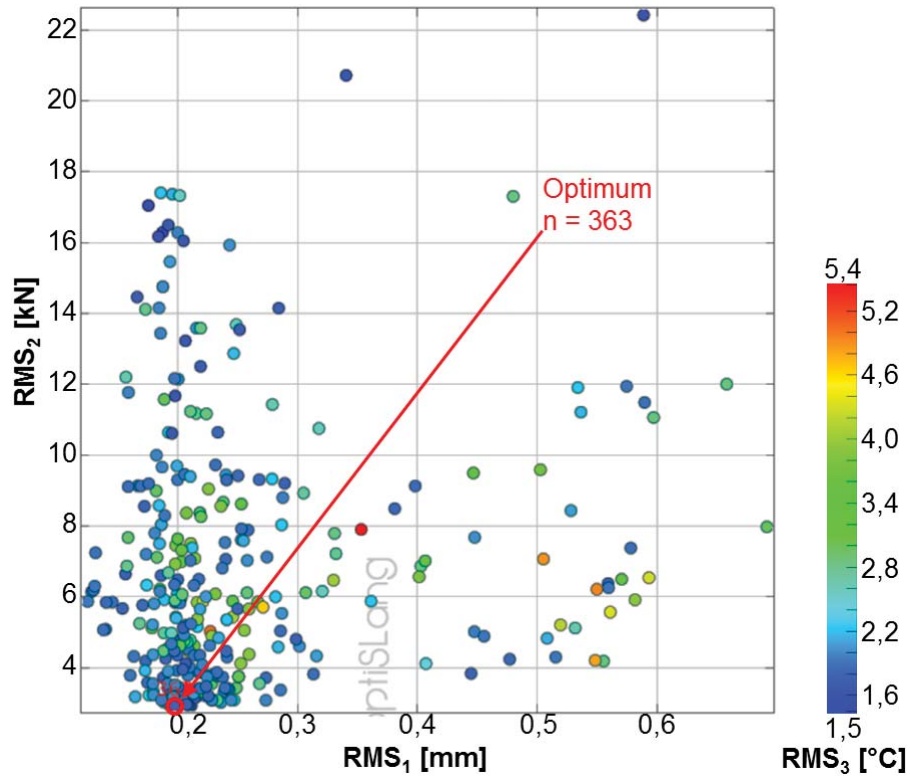


Bild 9.56: Pareto-Plot der Zielgrößen RMS_1 , RMS_2 und RMS_3 mit Lage des besten Designs ($n = 363$, $RMS_1 = 0,197$ mm, $RMS_2 = 2,92$ kN, $RMS_3 = 1,70$ °C; Vergrößerung von **Bild 4.32**)

Anhang N (Kapitel 4), Einstellungen Adaptives Antwortflächenverfahren

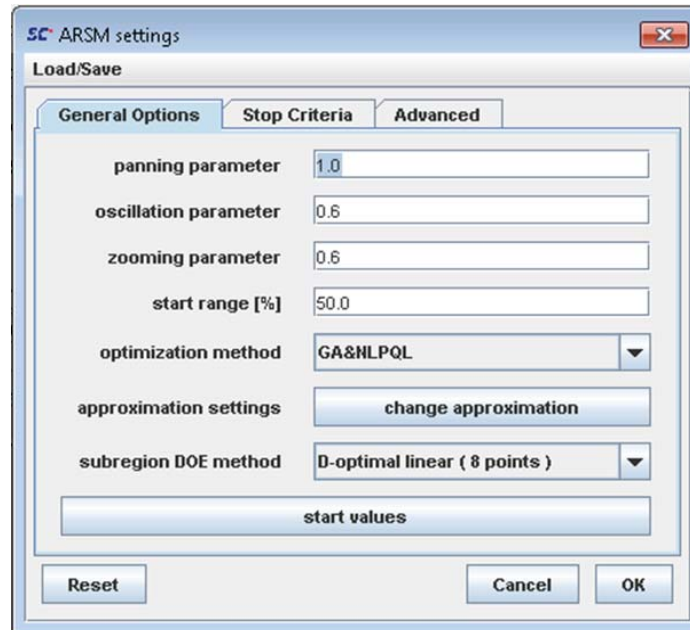


Bild 9.57: Im Reiter „General Options“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren

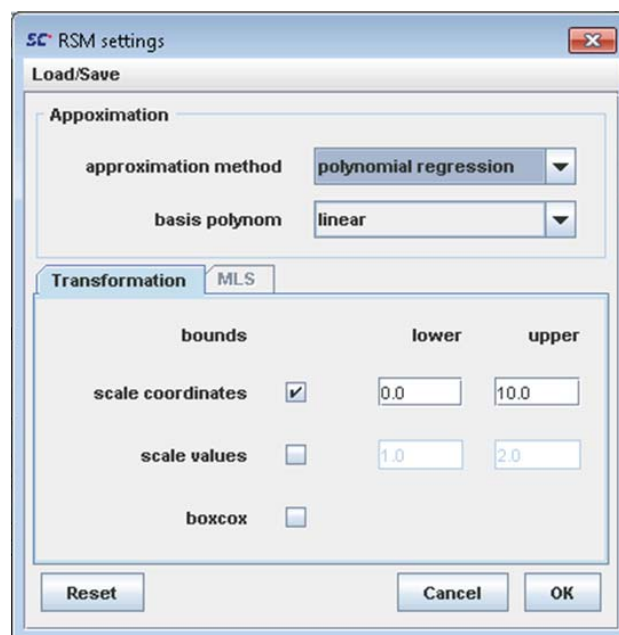


Bild 9.58: Im Untermenüpunkt „Approximation“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren

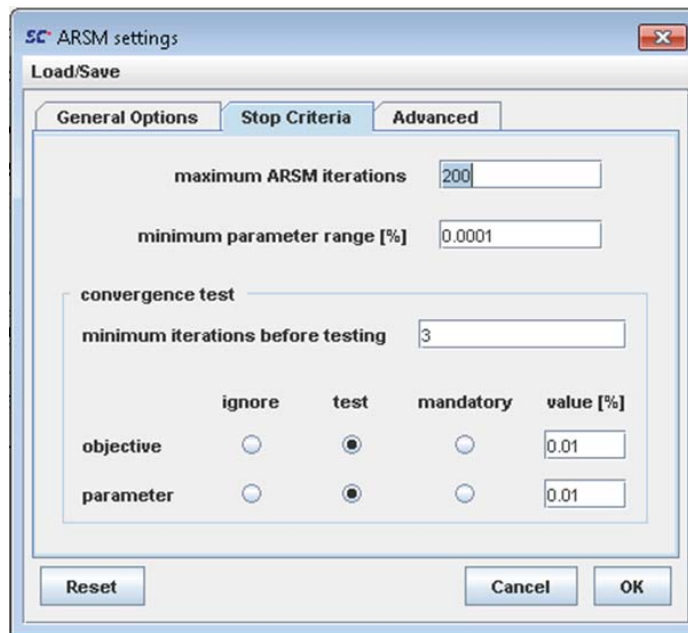


Bild 9.59: Im Reiter „Stop Criteria“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren

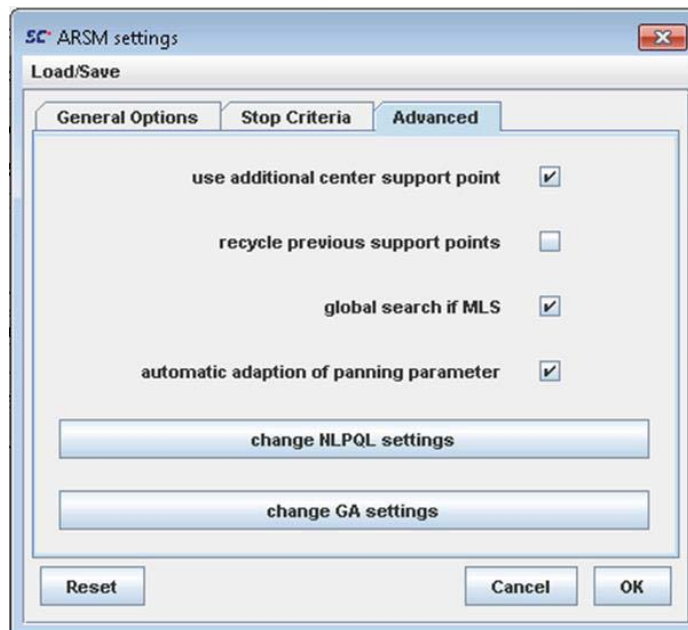


Bild 9.60: Im Reiter „Advanced“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren

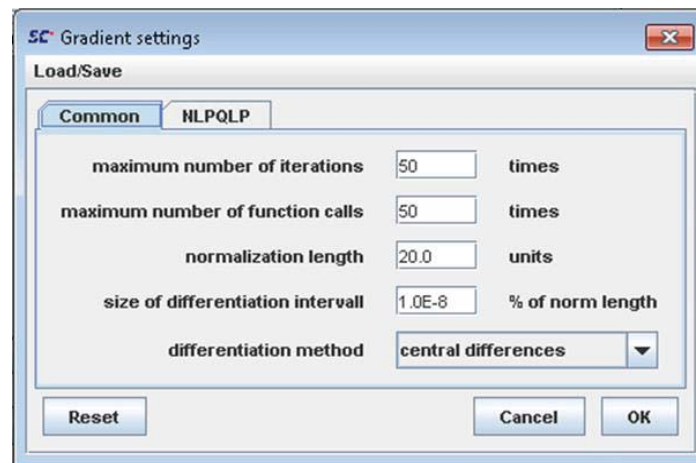


Bild 9.61: Im Reiter „Common“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren („Gradient settings“)

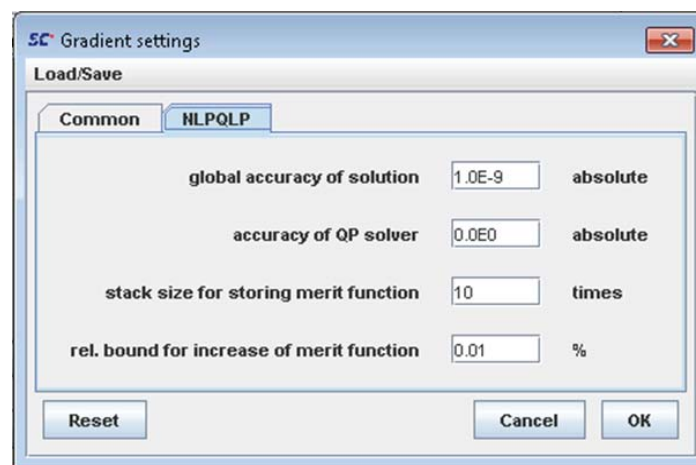


Bild 9.62: Im Reiter NLPQLP vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren („Gradient settings“)

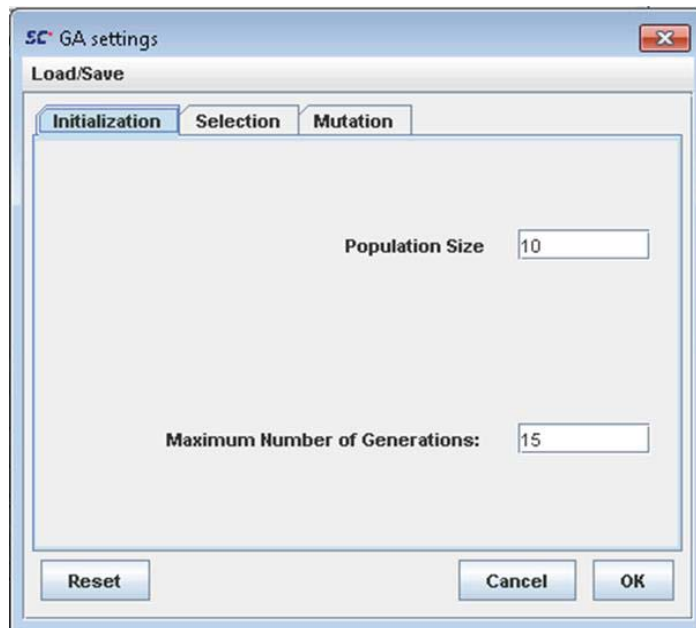


Bild 9.63: Im Reiter „Initialization“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren („Genetic algorithm settings“)

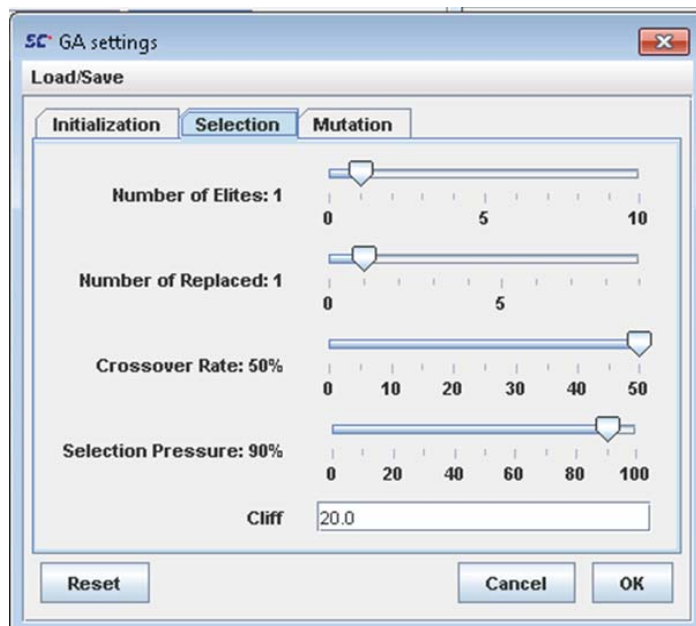


Bild 9.64: Im Reiter „Selection“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren („Genetic algorithm settings“)

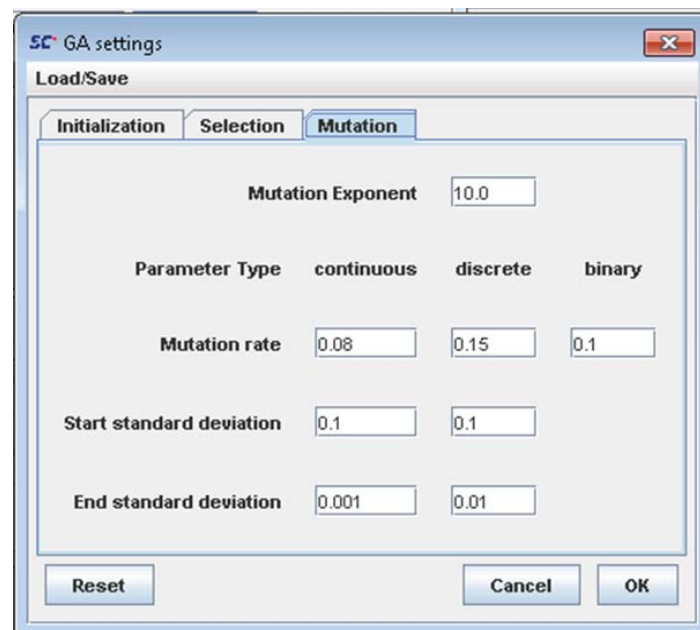


Bild 9.65: Im Reiter „Mutation“ vorgenommene Einstellungen für die inverse Identifizierung von tribologischen Modellparametern mit adaptivem Antwortflächenverfahren („Genetic algorithm settings“)

Anhang O (Kapitel 4), Vergrößerungen von Bild 4.33 bis Bild 4.37

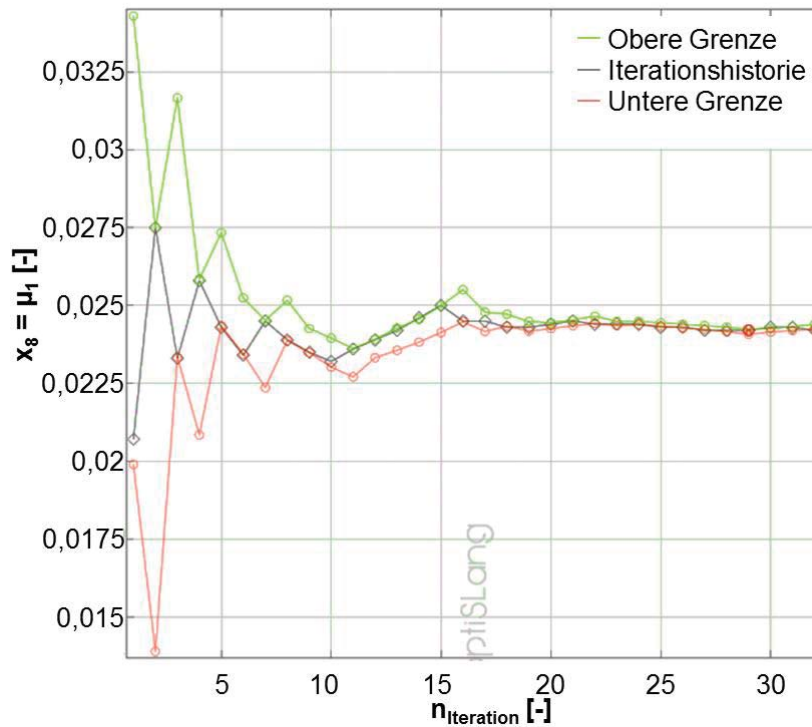


Bild 9.66: Iterationshistorie des Parameters x_8 (Reibungszahl μ_1) während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung von **Bild 4.33**)

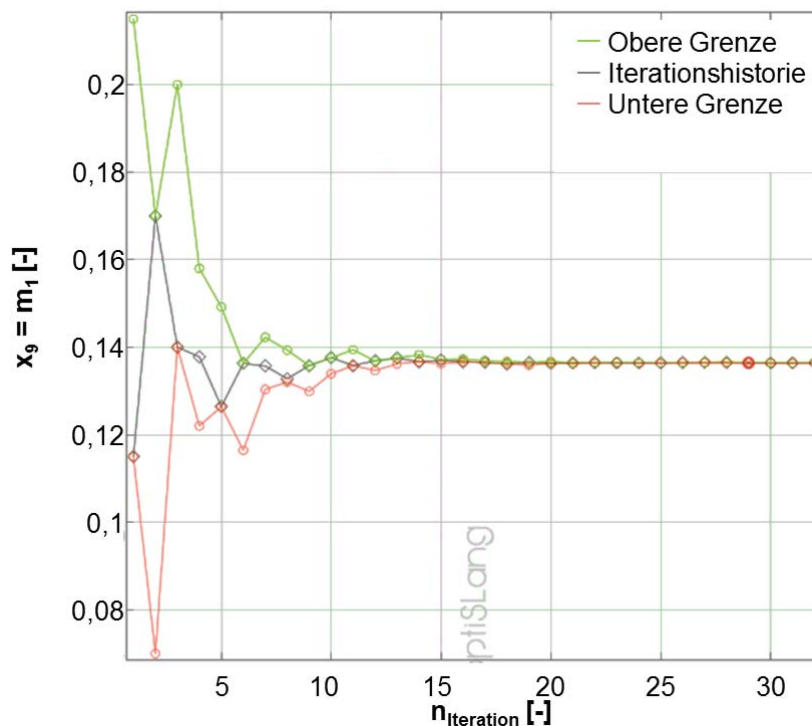


Bild 9.67: Iterationshistorie des Parameters x_9 (Reibfaktor m_1) während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung von **Bild 4.34**)

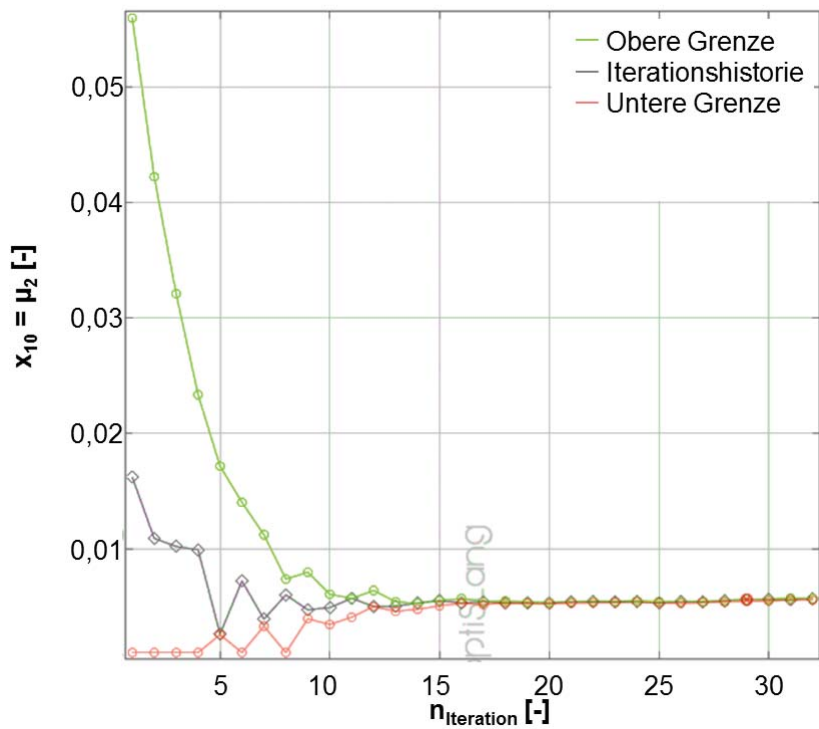


Bild 9.68: Iterationshistorie des Parameters x_{10} (Reibungszahl μ_2) während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung von **Bild 4.35**)

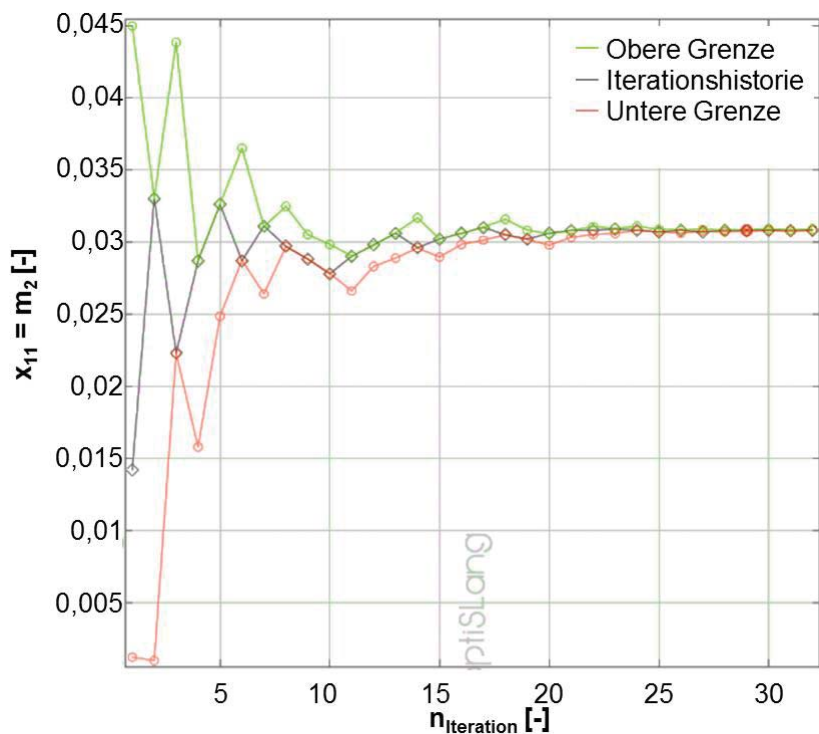


Bild 9.69: Iterationshistorie des Parameters x_{11} (Reibfaktor m_2) während der Optimierung der Zielgröße RMS_1 mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung von **Bild 4.36**)

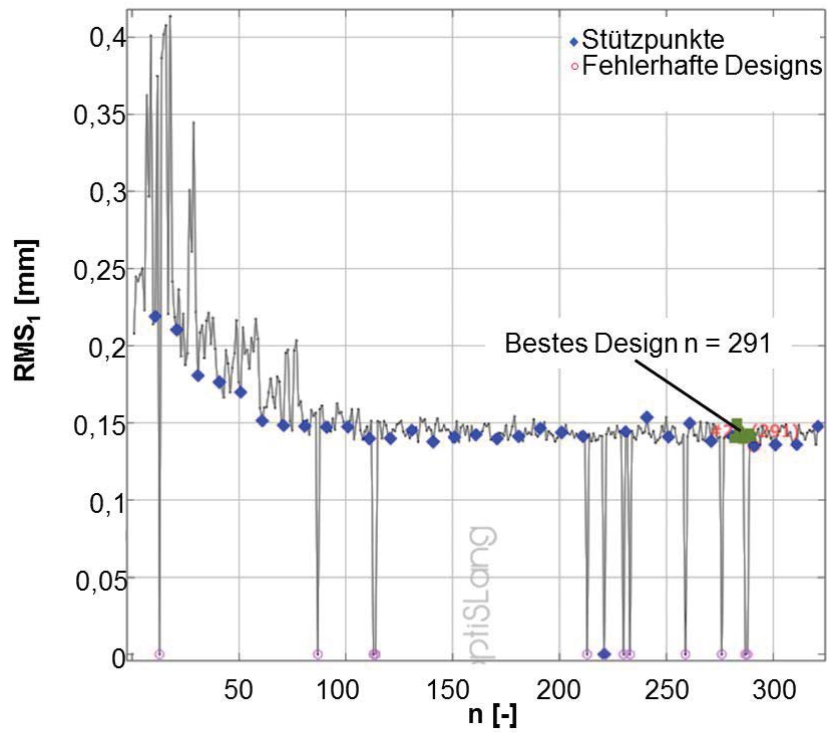


Bild 9.70: Iterationshistorie der Zielgröße RMS_1 während der Optimierung mittels des angewendeten adaptiven Antwortflächenverfahrens (Vergrößerung von **Bild 4.37**)

Anhang P (Kapitel 4), Vergrößerungen von Bild 4.38 bis Bild 4.40

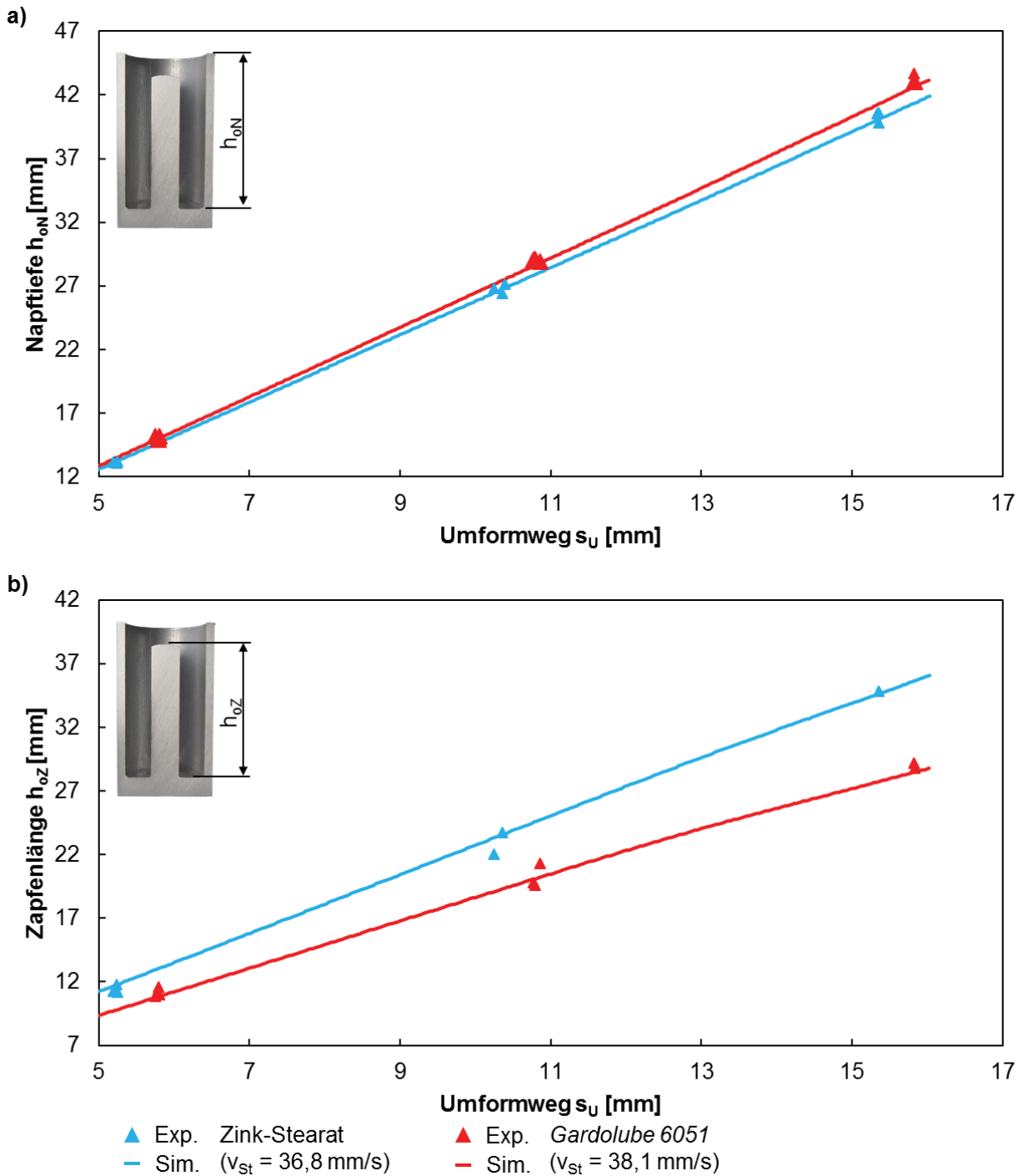


Bild 9.71: Vergleich zwischen experimentell ermittelten oberen Napftiefen h_{0N} beim VR-NR-FP mit entsprechend simulativ bestimmten Größen mit invers identifizierten Simulationsmodellparametern für die Schmierstoffe Zink-Stearat und *Gardolube 6051* (Vergrößerung von **Bild 4.38**)

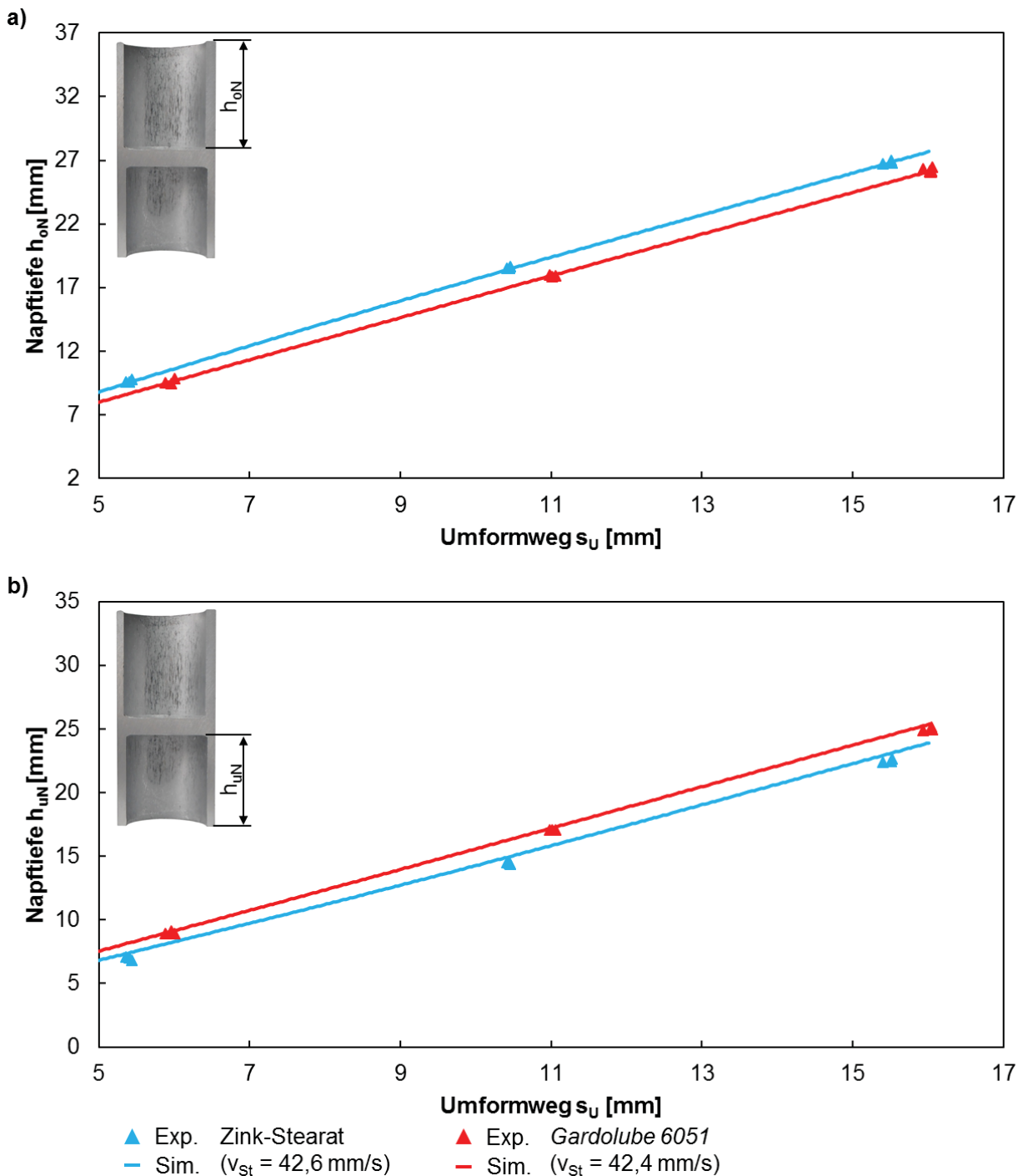


Bild 9.72: Vergleich zwischen experimentell ermittelten oberen Napftiefen h_{oN} beim NV-NR-FP mit entsprechend simulativ bestimmten Größen mit invers identifizierten Simulationsmodellparametern für die Schmierstoffe Zink-Stearat und *Gardolube 6051* (Vergrößerung von **Bild 4.39**)

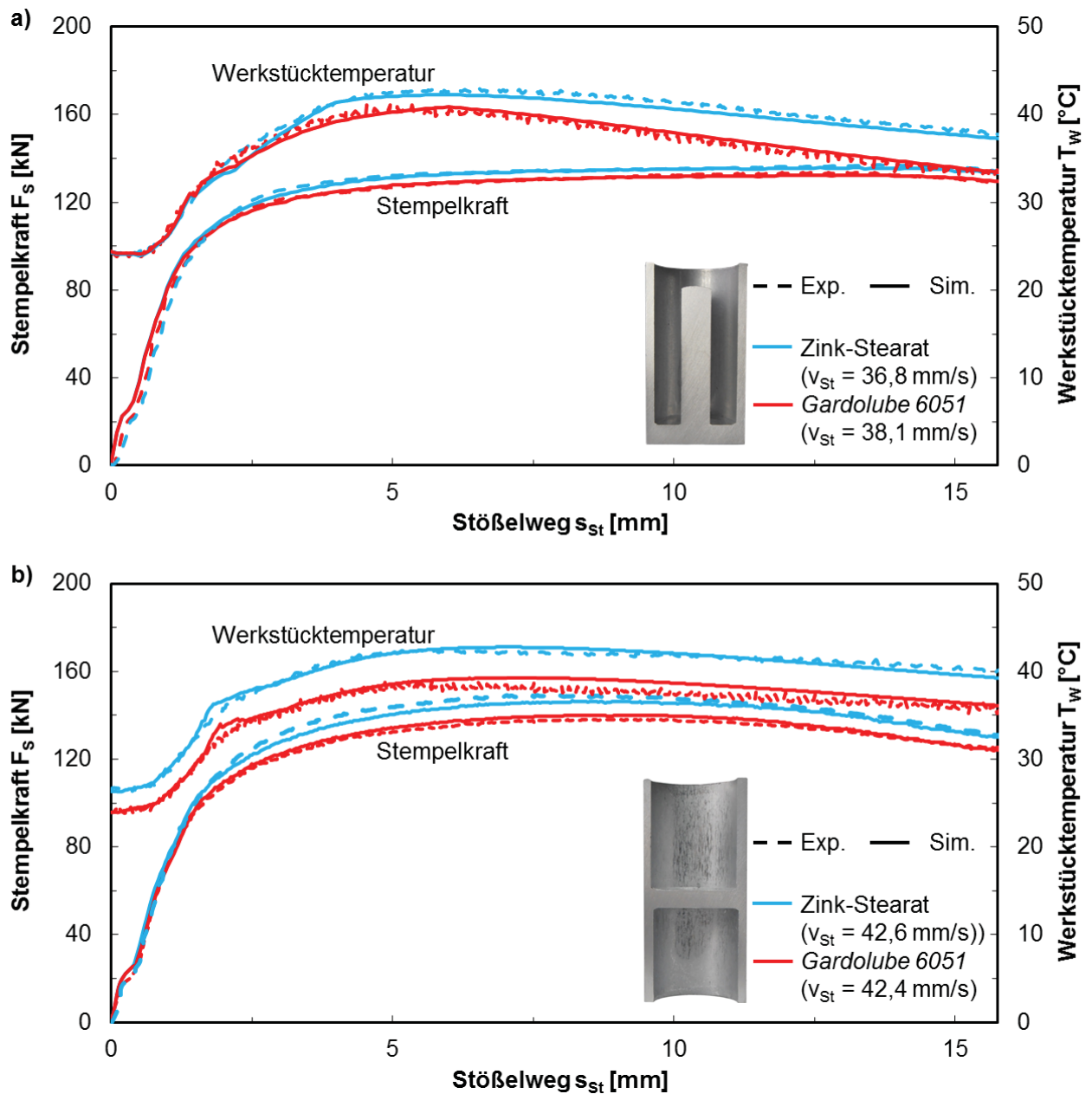


Bild 9.73: Vergleich zwischen experimentell ermitteltem Stempelkraft-Stößelweg- und Werkstücktemperatur-Stößelweg-Verlauf beim VR-NR-FP mit entsprechend simulativ bestimmten Größen mit invers identifizierten Simulationsmodellparametern für die Schmierstoffe Zink-Stearat und *Gardolube 6051* (Vergrößerung von **Bild 4.40**)

Anhang Q (Kapitel 5), Schnitt 4/3-Regel-Wegeventil 4WRVE16V1120L-2X/G24K0/B5M

- 1: Vorsteuerventil mit
Steuerschieber und Hülse,
Rückstellfedern, Doppelhubmagnet
und induktivem Wegaufnehmer
- 2: Hauptstufe mit Zentrierfedern
und Positionsrückführung
- 3: Integrierte Ansteuerelektronik

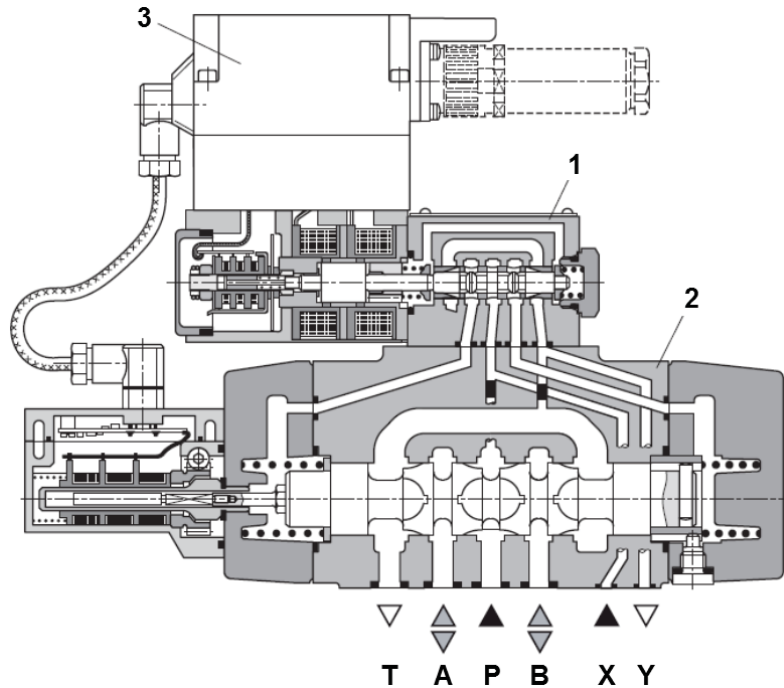


Bild 9.74: Schnitt durch 4/3-Regel-Wegeventil 4WRVE16V1120L-2X/G24K0/B5M [Bos10]

Anhang R (Kapitel 5), Hydraulikschema

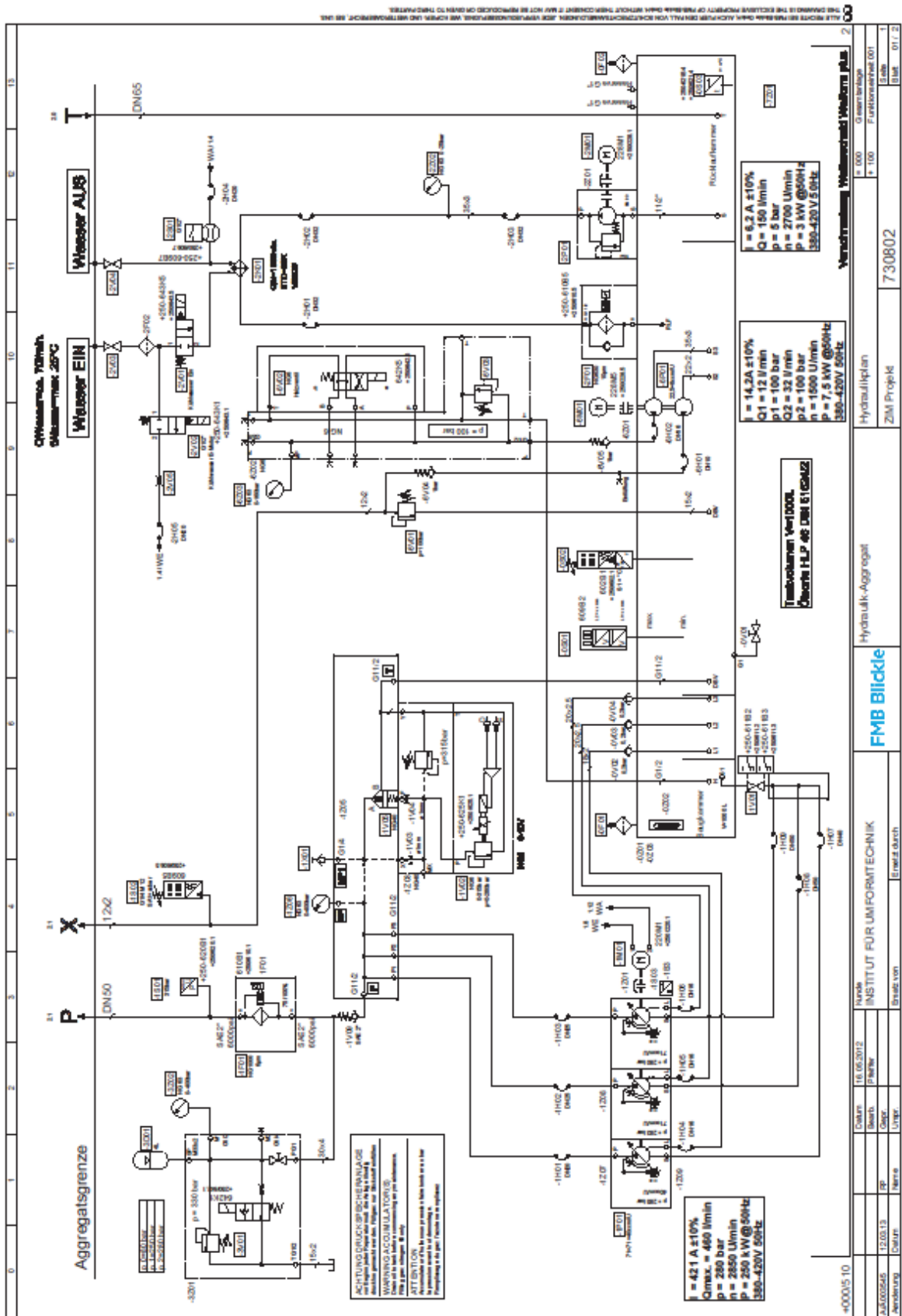


Bild 9.75: Hydraulikschema des Aggregates

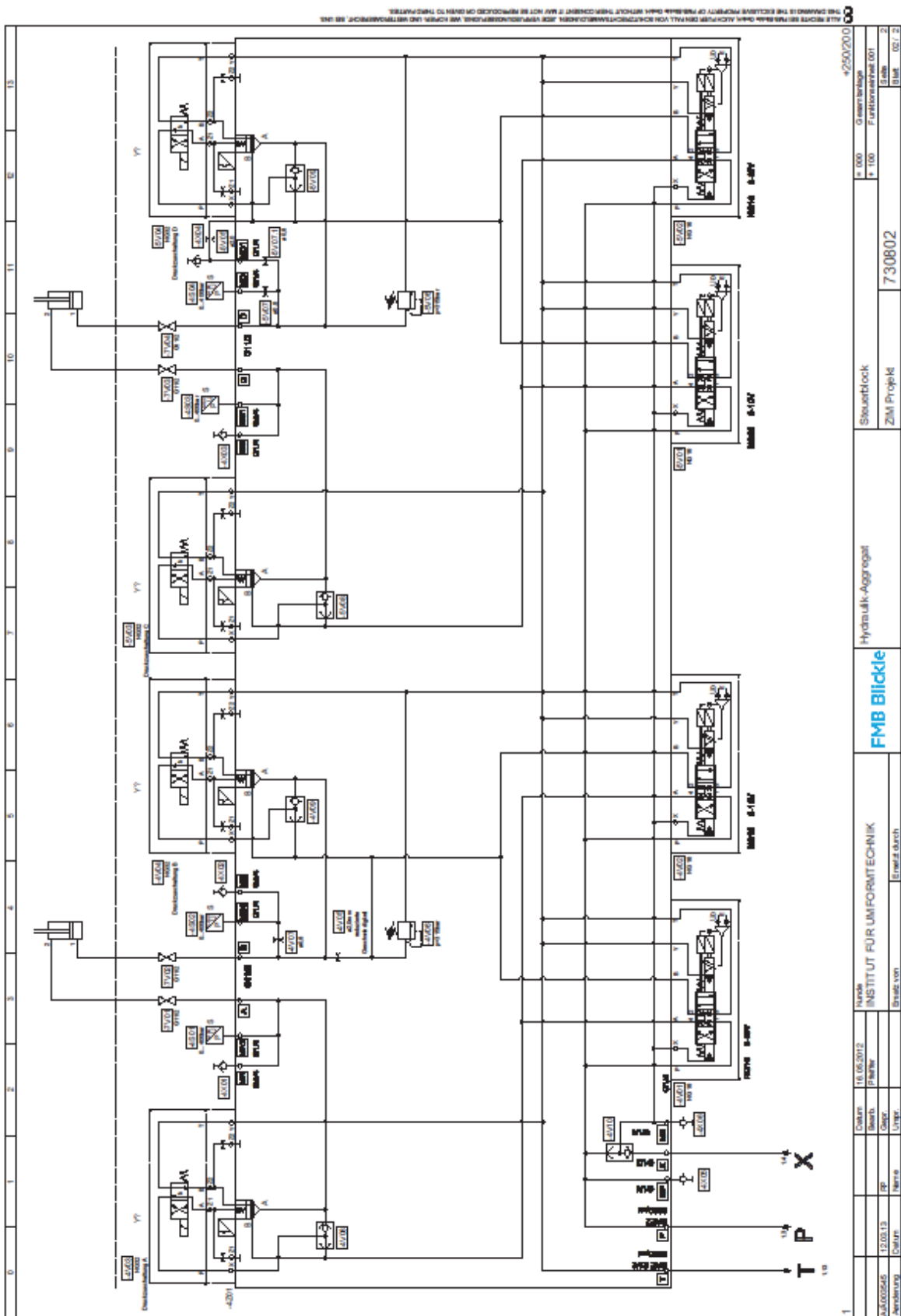


Bild 9.76: Hydraulikschema des Steuerblocks

1 1:0 T P X 11,9 11,9		15 E 11 10 8 7 6 5 4 3 2	
4250/200 0 000 Gesamtanlage 0 100 Funktionseinheit 001		Steuerblock Zähl Projekt Id 730802	
FMB Blickle		Hydraulik- Aggregat	
Kunde INSTITUT FÜR UNIFORMTECHNIK Erreicht durch		Name 16.05.2012 12.03.13 11.07.13 11.07.13	
Änderung Datum Name Unger		Erreicht durch Name Pfeifer Unger	

Anhang S (Kapitel 6), Einstellungen MOP

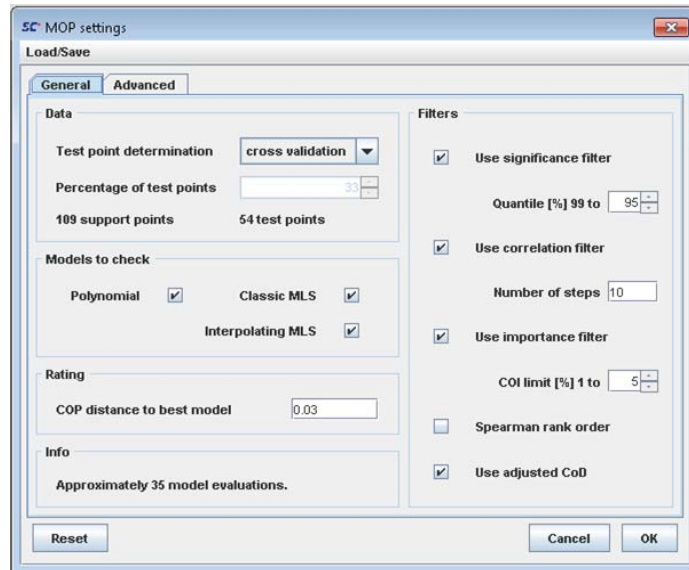


Bild 9.77: Im Reiter „General“ vorgenommene Einstellungen zur Erstellung des „Metamodel of Optimal Prognosis“ (MOP)

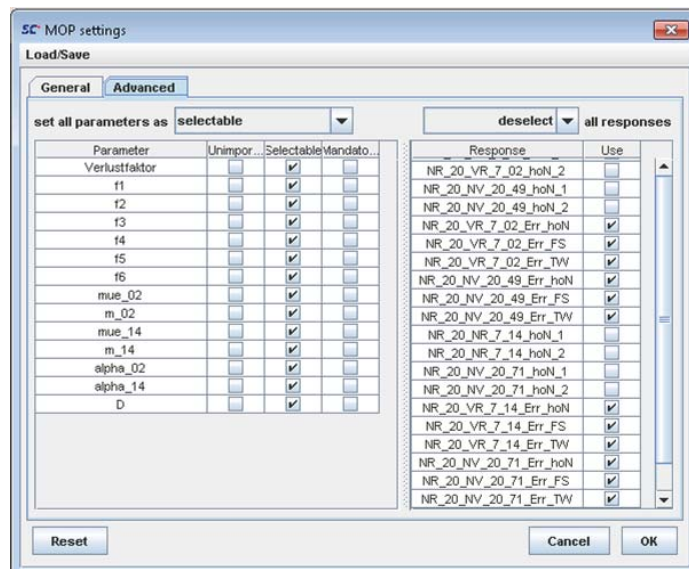


Bild 9.78: Im Reiter „Advanced“ vorgenommene Einstellungen zur Erstellung des „Metamodel of Optimal Prognosis“ (MOP)

Anhang T (Kapitel 6), „Anthill plots“ Wärmeübergangskoeffizient

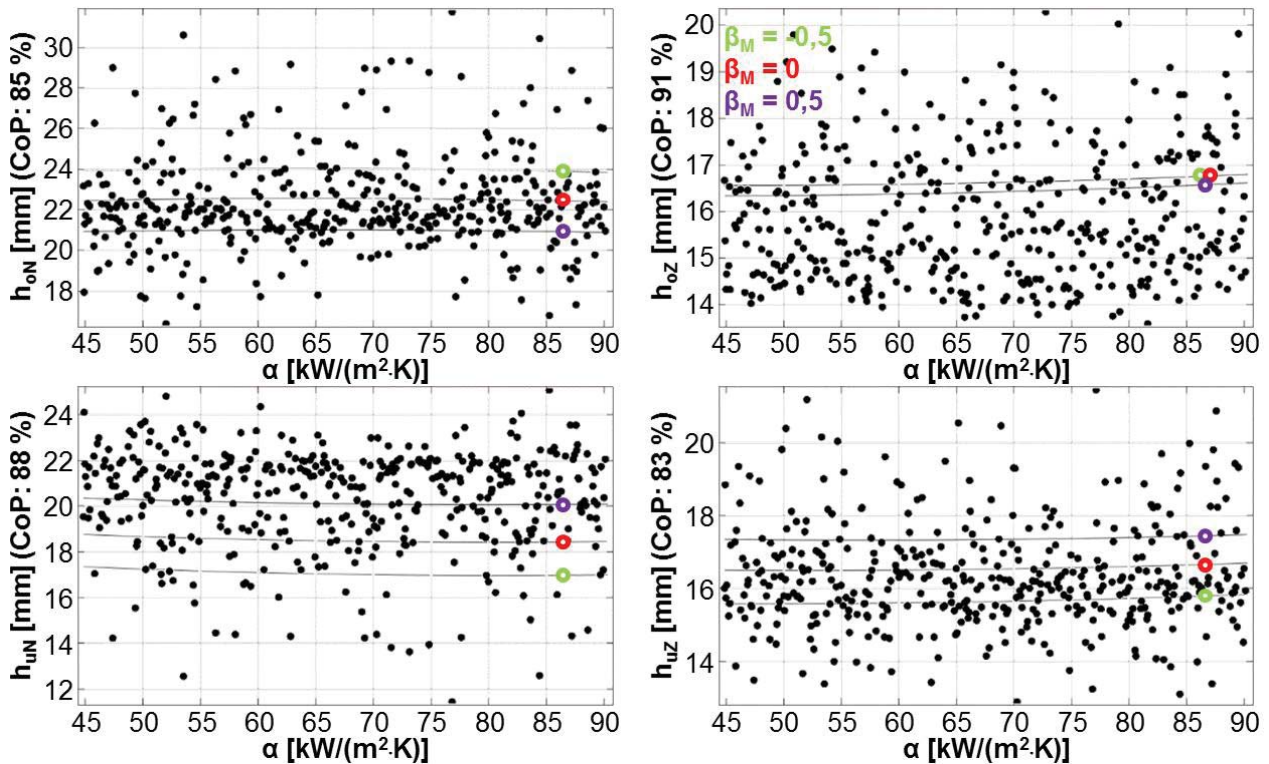


Bild 9.79: „Anthill plots“ und mithilfe des MOP bestimmte Trendkurven (für Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisse $\beta_M = -0,5; 0; 0,5$) für die Ergebnisgrößen h_{oN} , h_{oZ} , h_{uN} und h_{uZ} in Abhängigkeit vom Wärmeübergangskoeffizienten α

Anhang U (Kapitel 6), Werkstofffluss VV-NV-VR-NR-FP

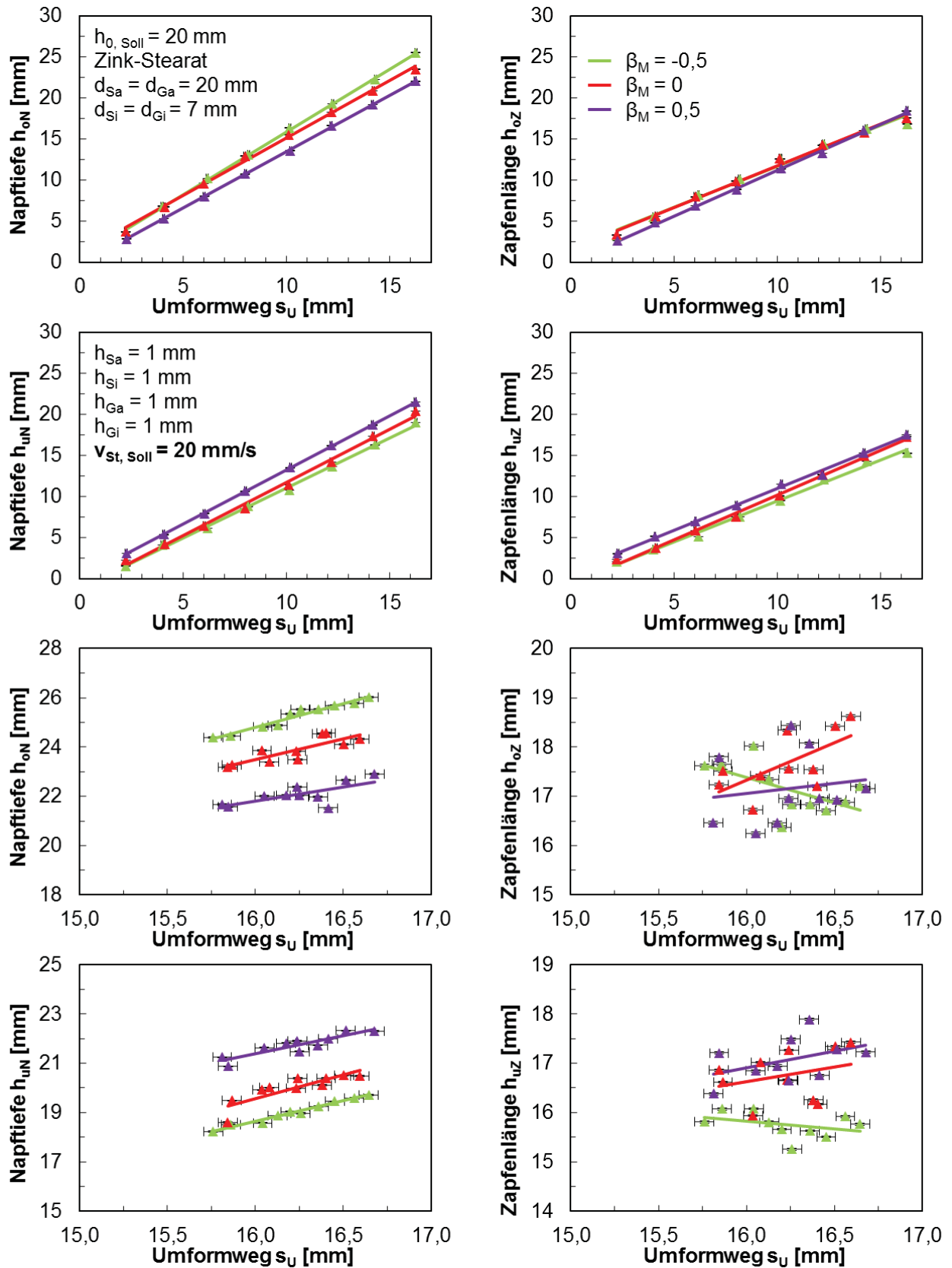


Bild 9.80: Versuchsreihe B (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16 \text{ mm}$ und $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

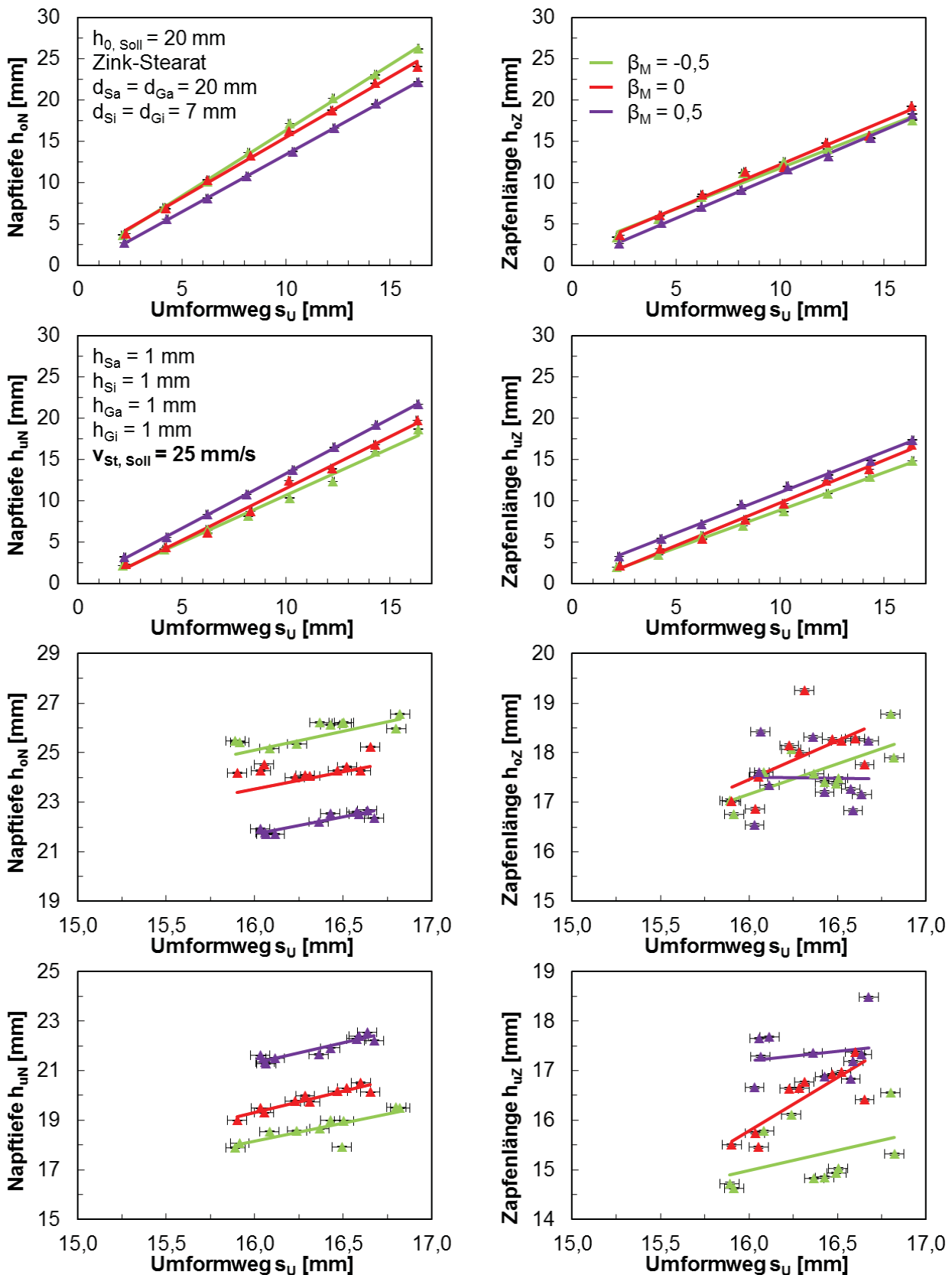


Bild 9.81: Versuchsreihe C (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16 \text{ mm}$ und $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napptiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

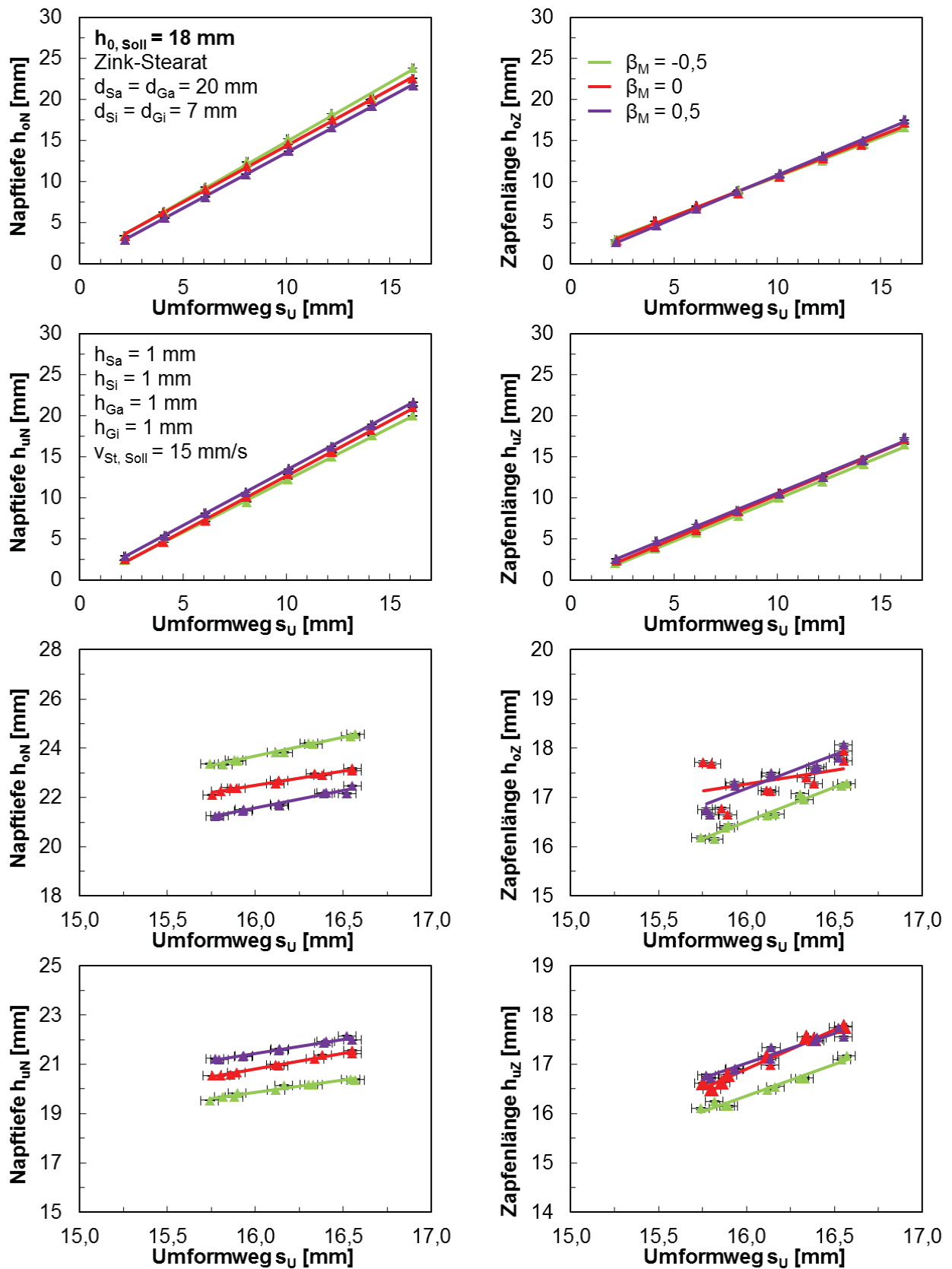


Bild 9.82: Versuchsreihe D (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16 \text{ mm}$ und $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

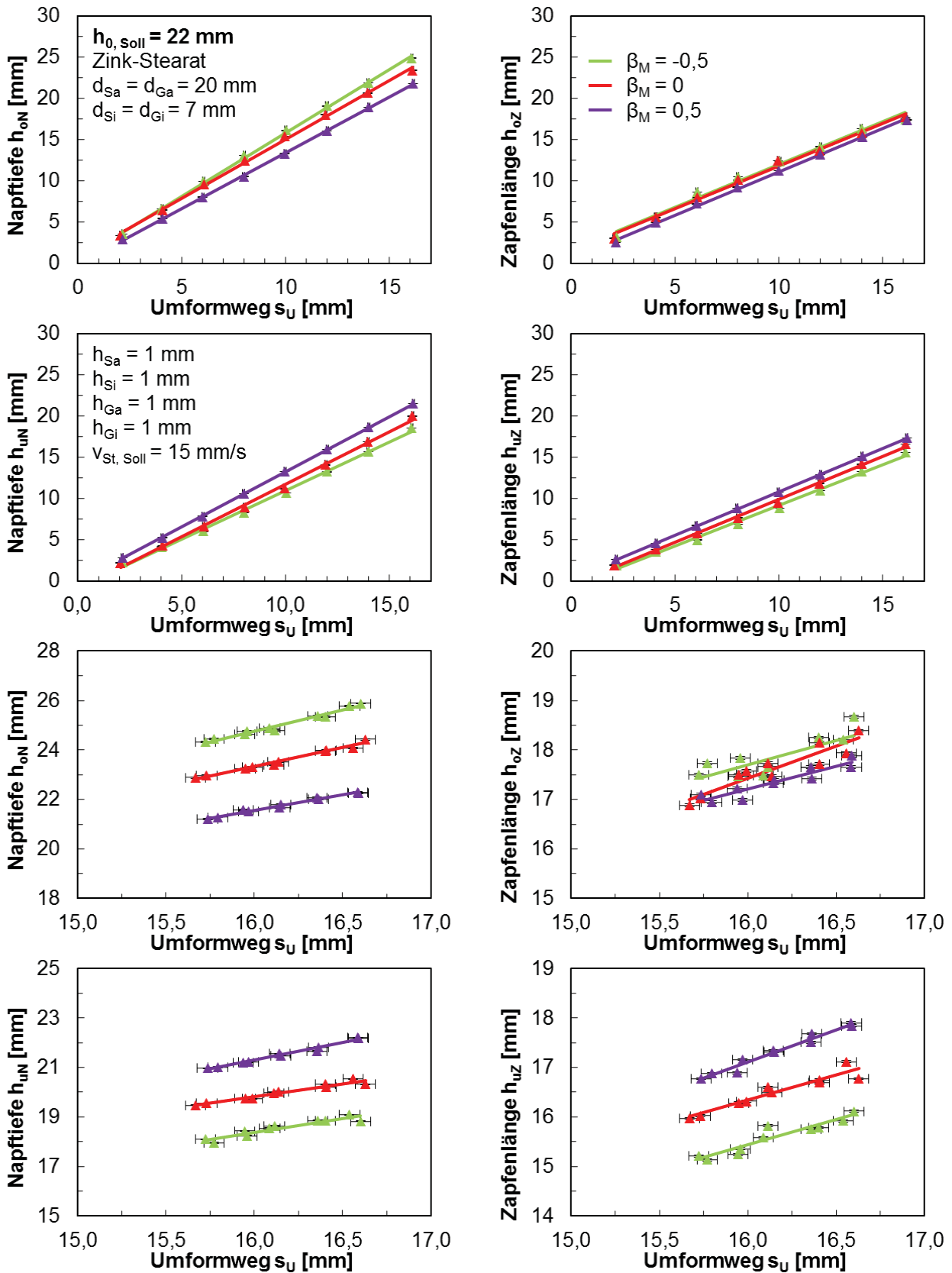


Bild 9.83: Versuchsreihe E (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16 \text{ mm}$ und $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

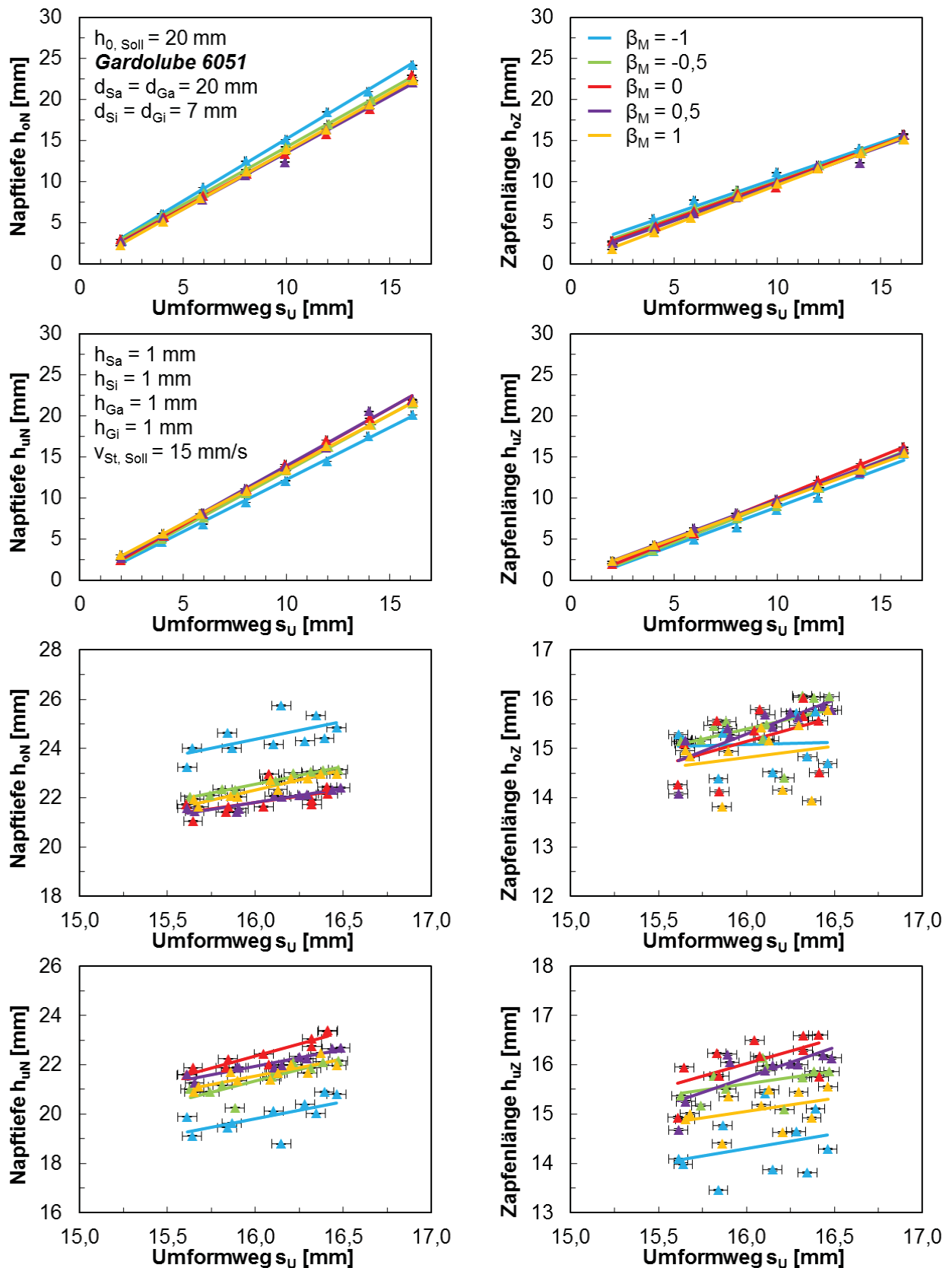


Bild 9.84: Versuchsreihe F (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16 \text{ mm}$ und $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

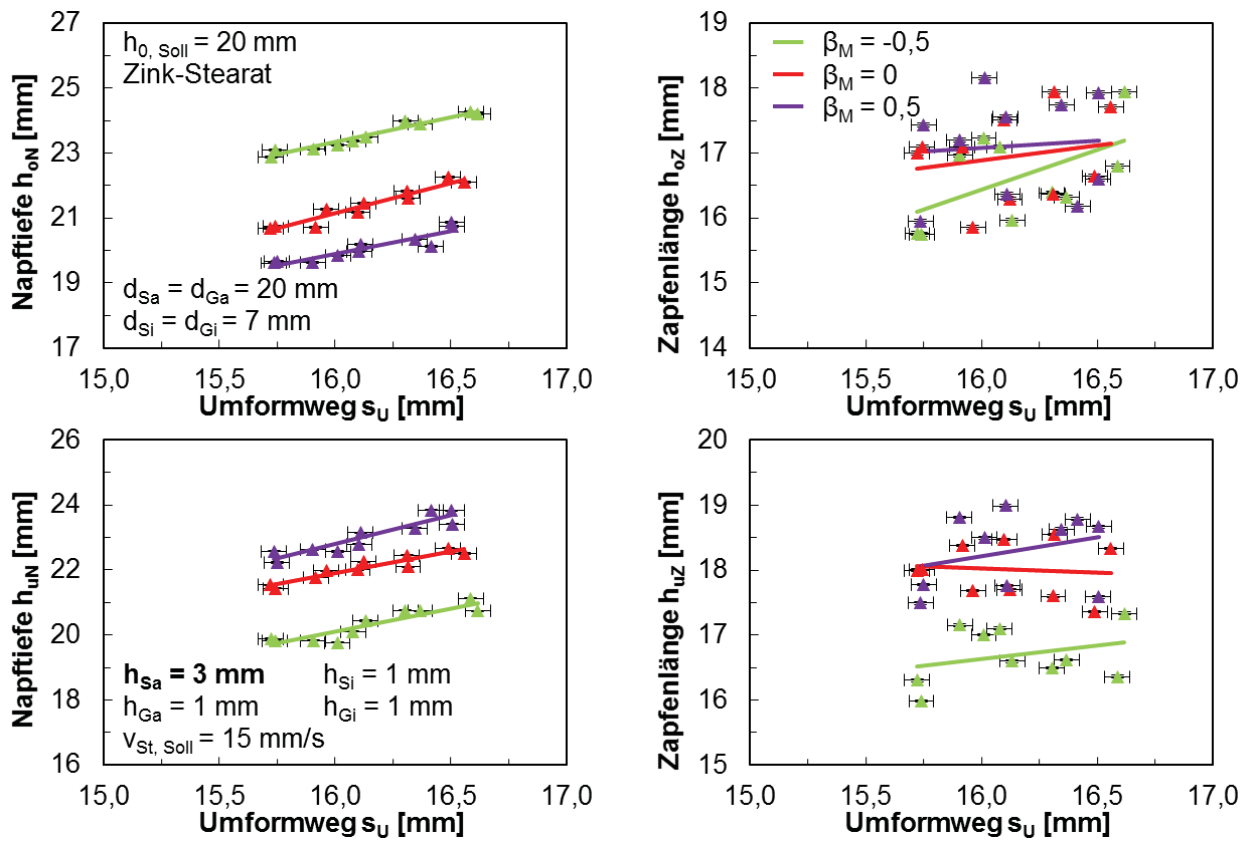


Bild 9.85: Versuchsreihe G (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrixgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

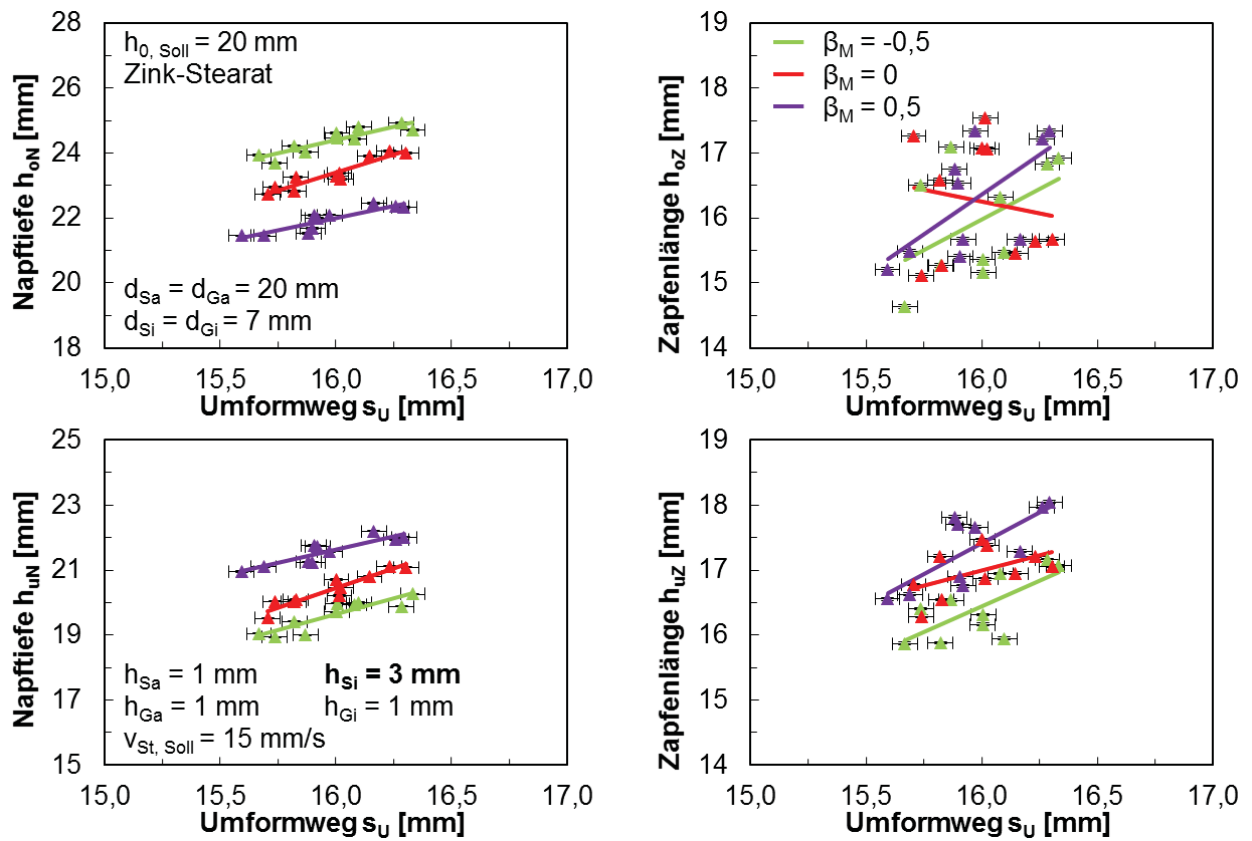


Bild 9.86: Versuchsreihe H (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{ON} und h_{UN} bzw. Zapfenlängen h_{oz} und h_{uZ}

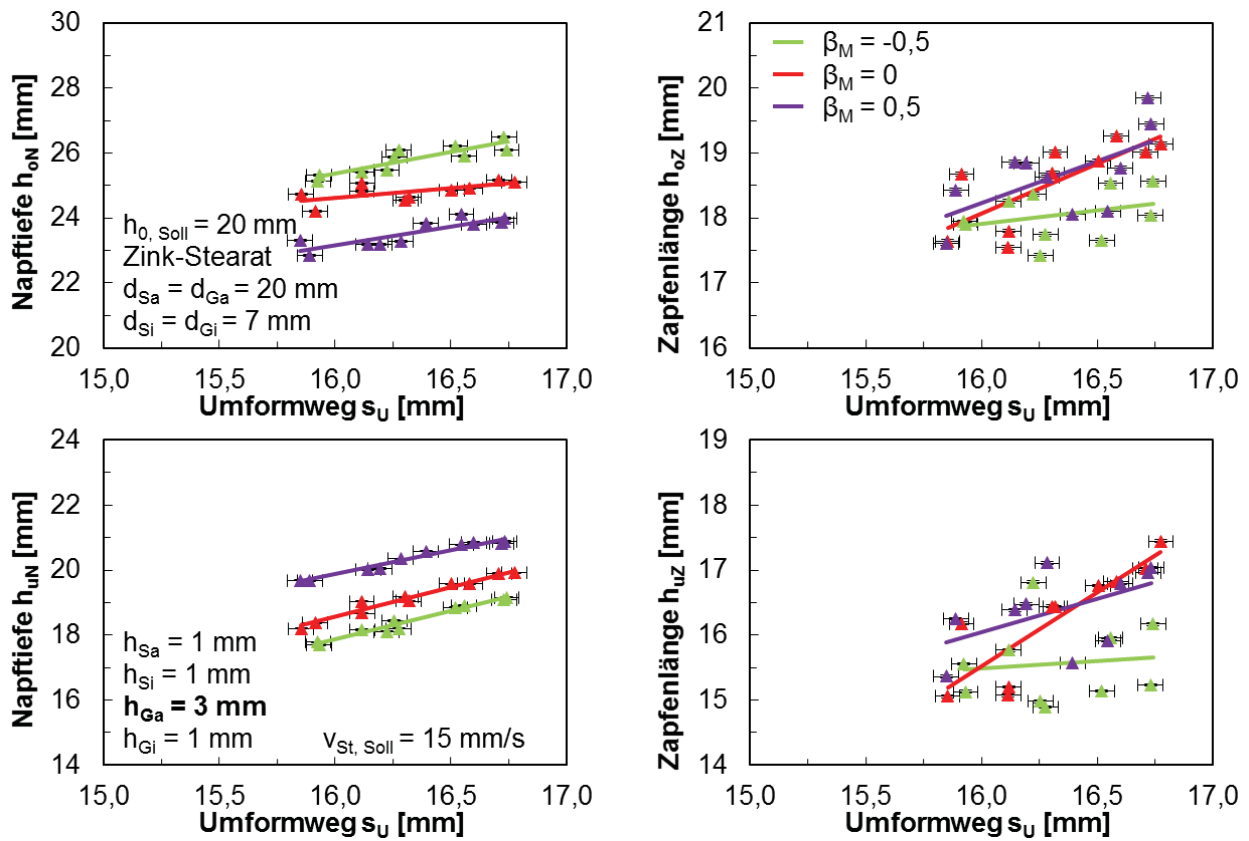


Bild 9.87: Versuchsreihe I (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrixengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napptiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

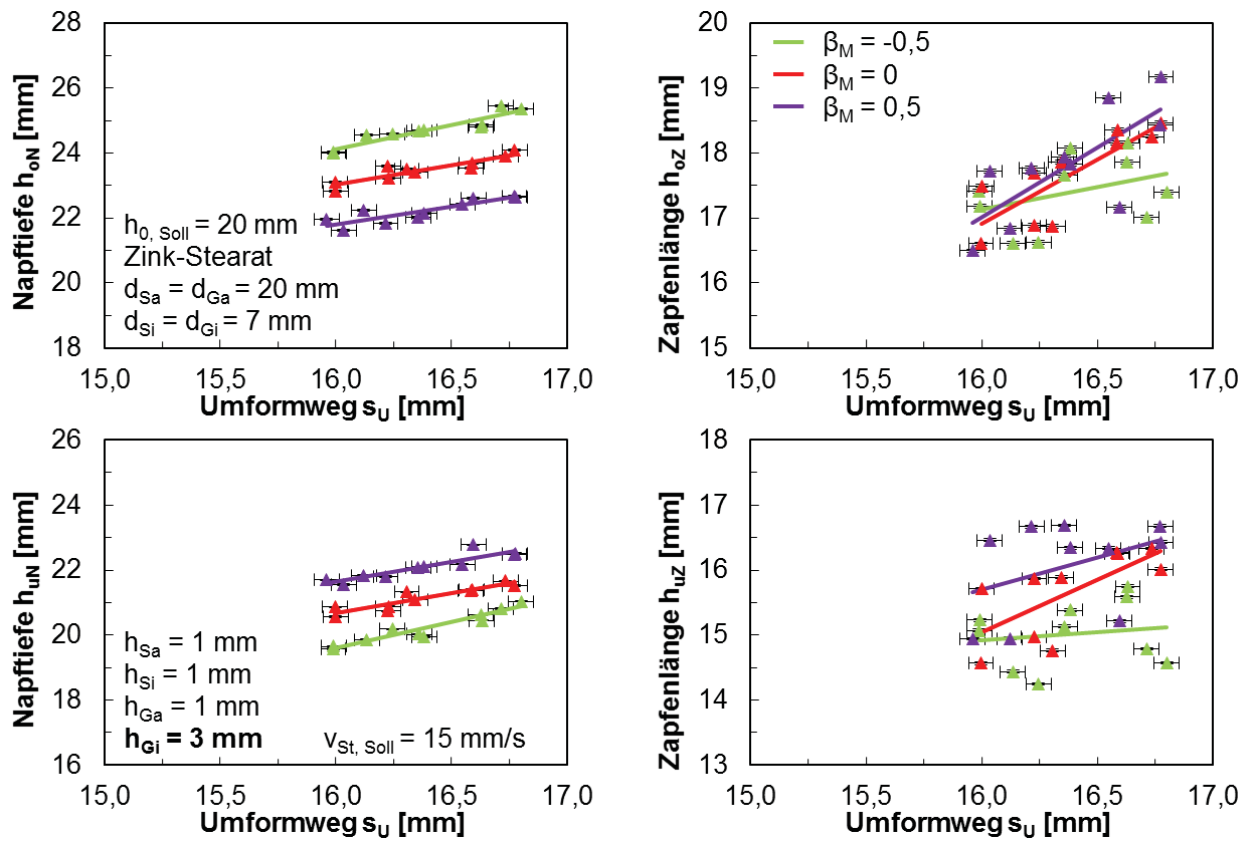


Bild 9.88: Versuchsreihe K (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, Soll} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{ON} und h_{UN} bzw. Zapfenlängen h_{oz} und h_{uZ}

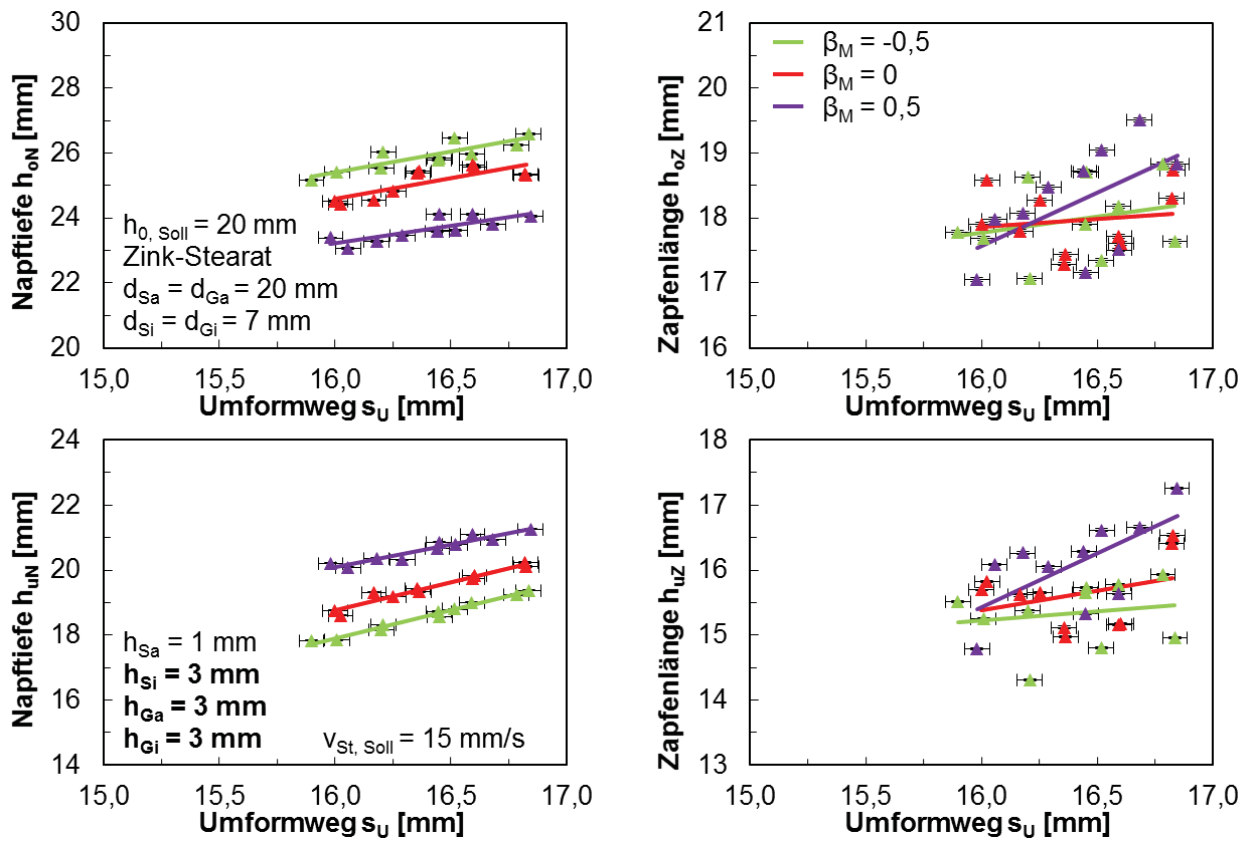


Bild 9.89: Versuchsreihe L (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrixgeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

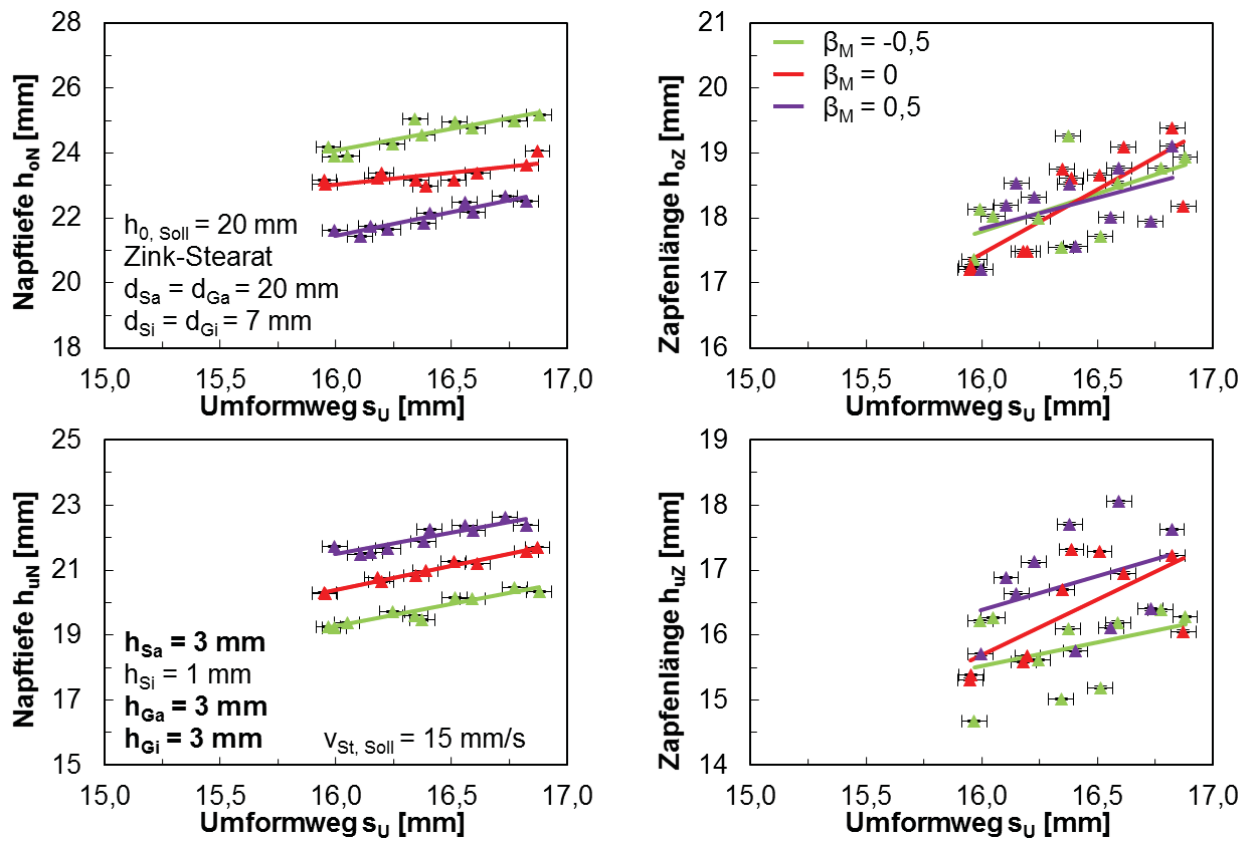


Bild 9.90: Versuchsreihe M (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, Soll} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oz} und h_{uZ}

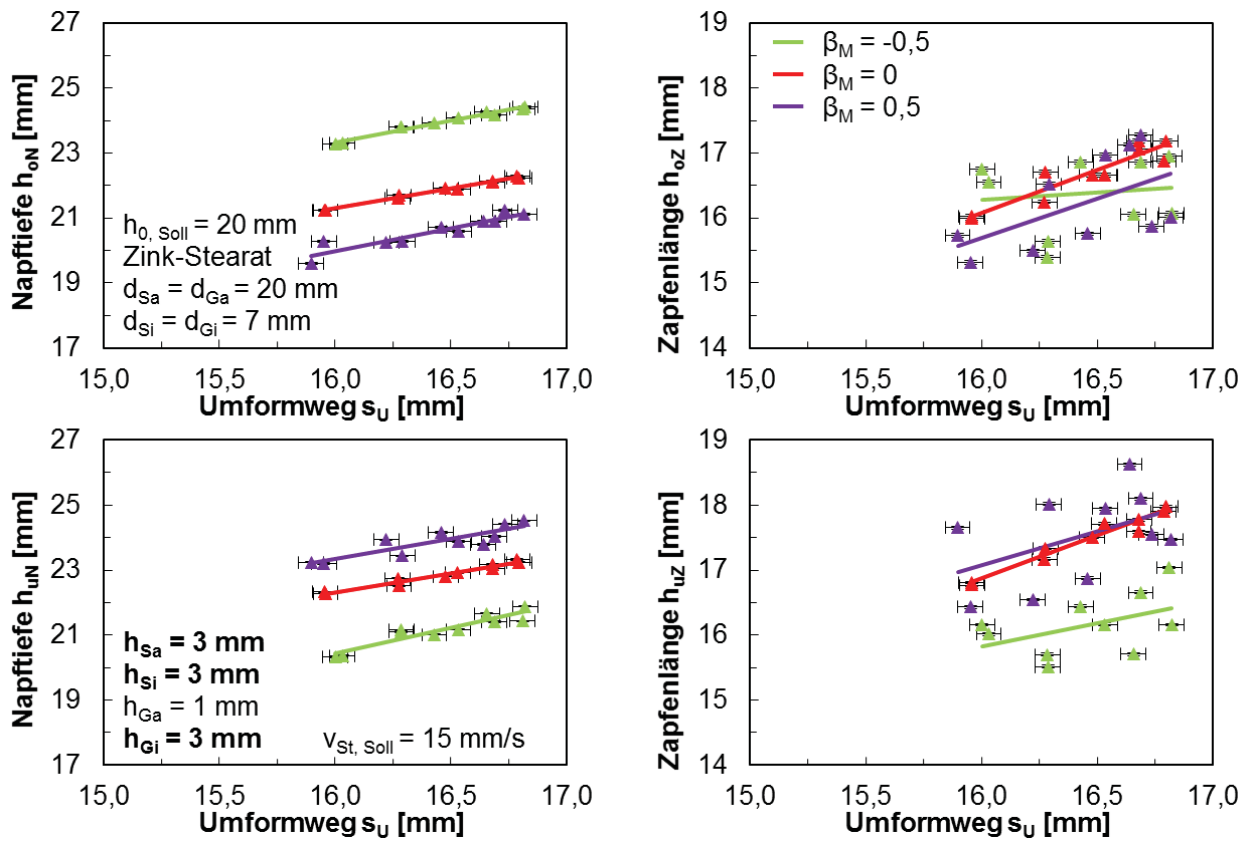


Bild 9.91: Versuchsreihe N (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrixengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

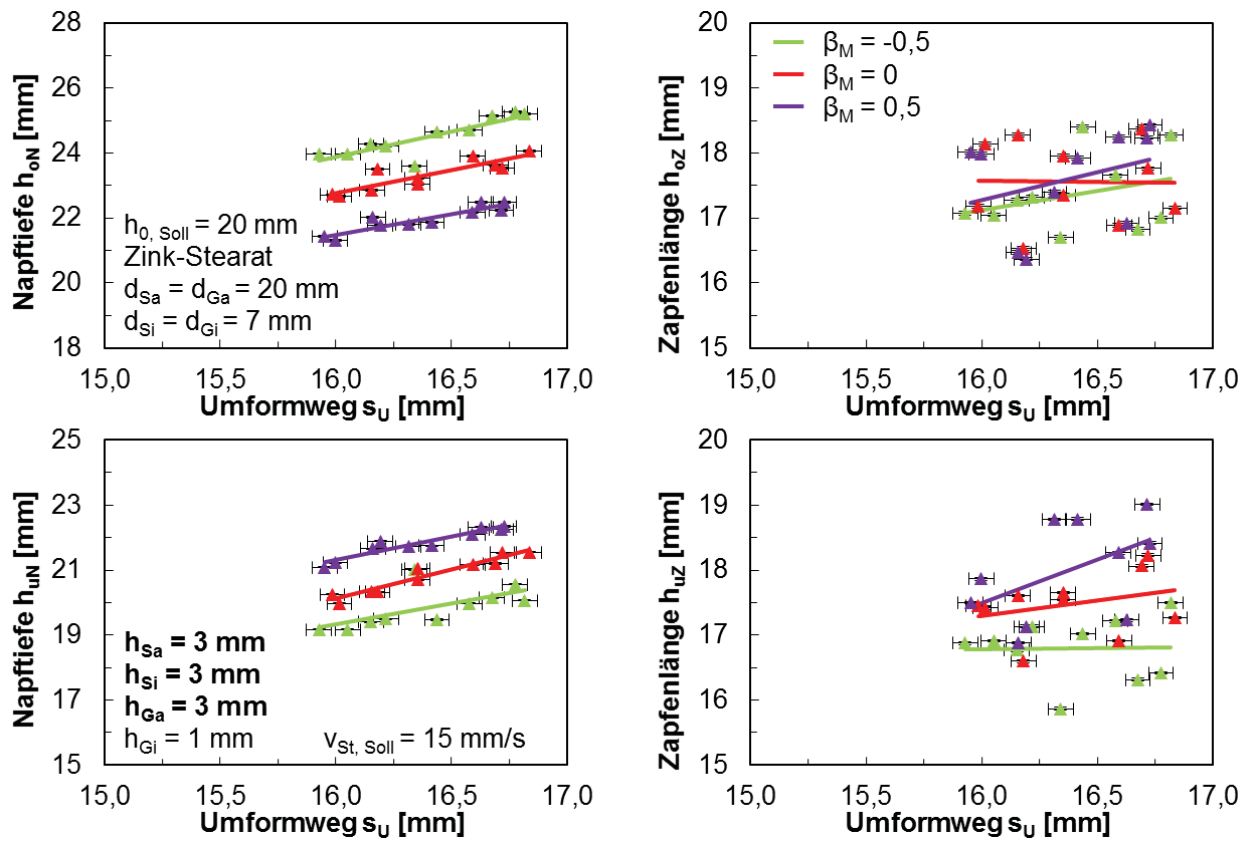


Bild 9.92: Versuchsreihe O (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oz} und h_{uZ}

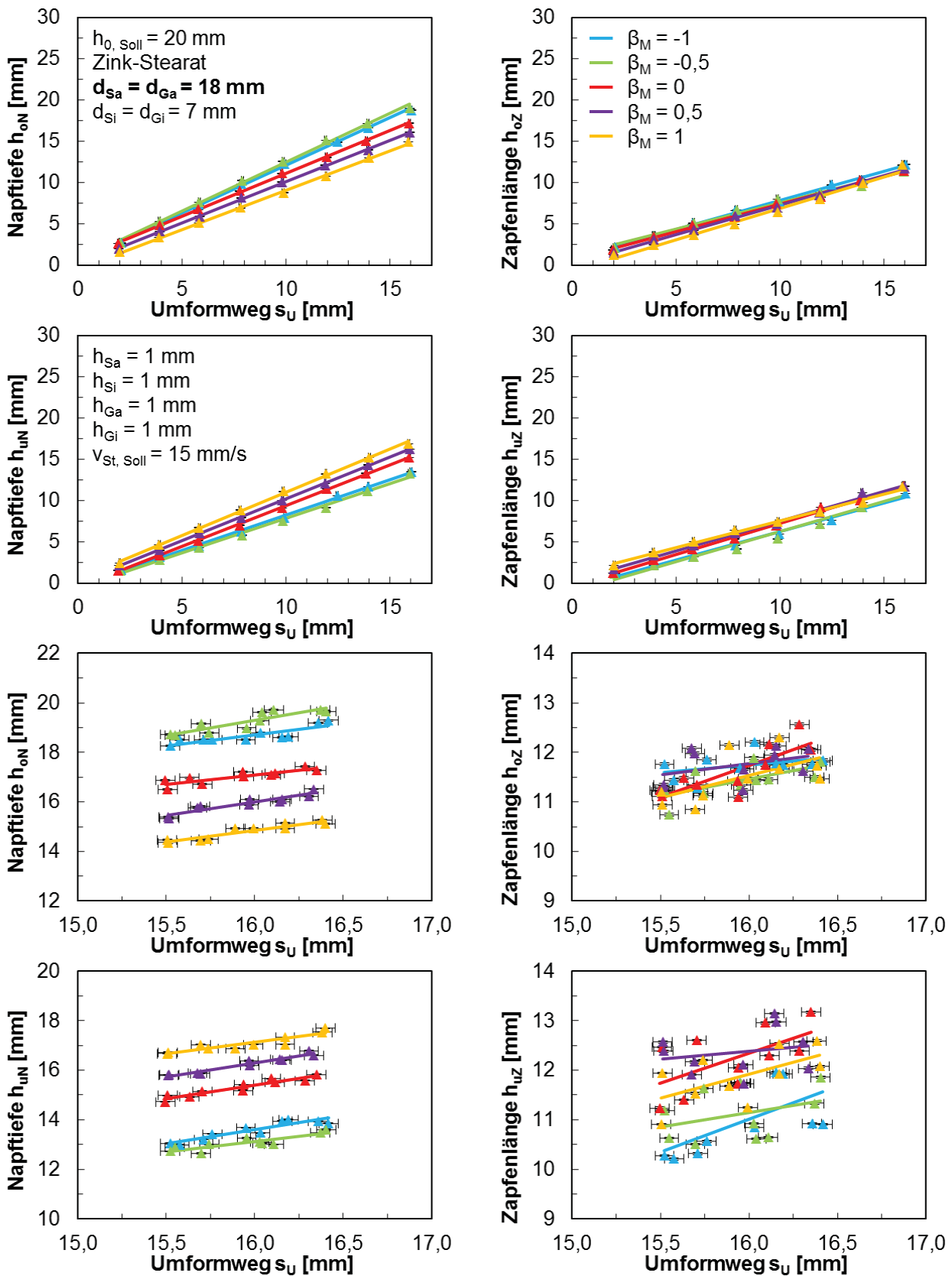


Bild 9.93: Versuchsreihe P (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16 \text{ mm}$ und $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

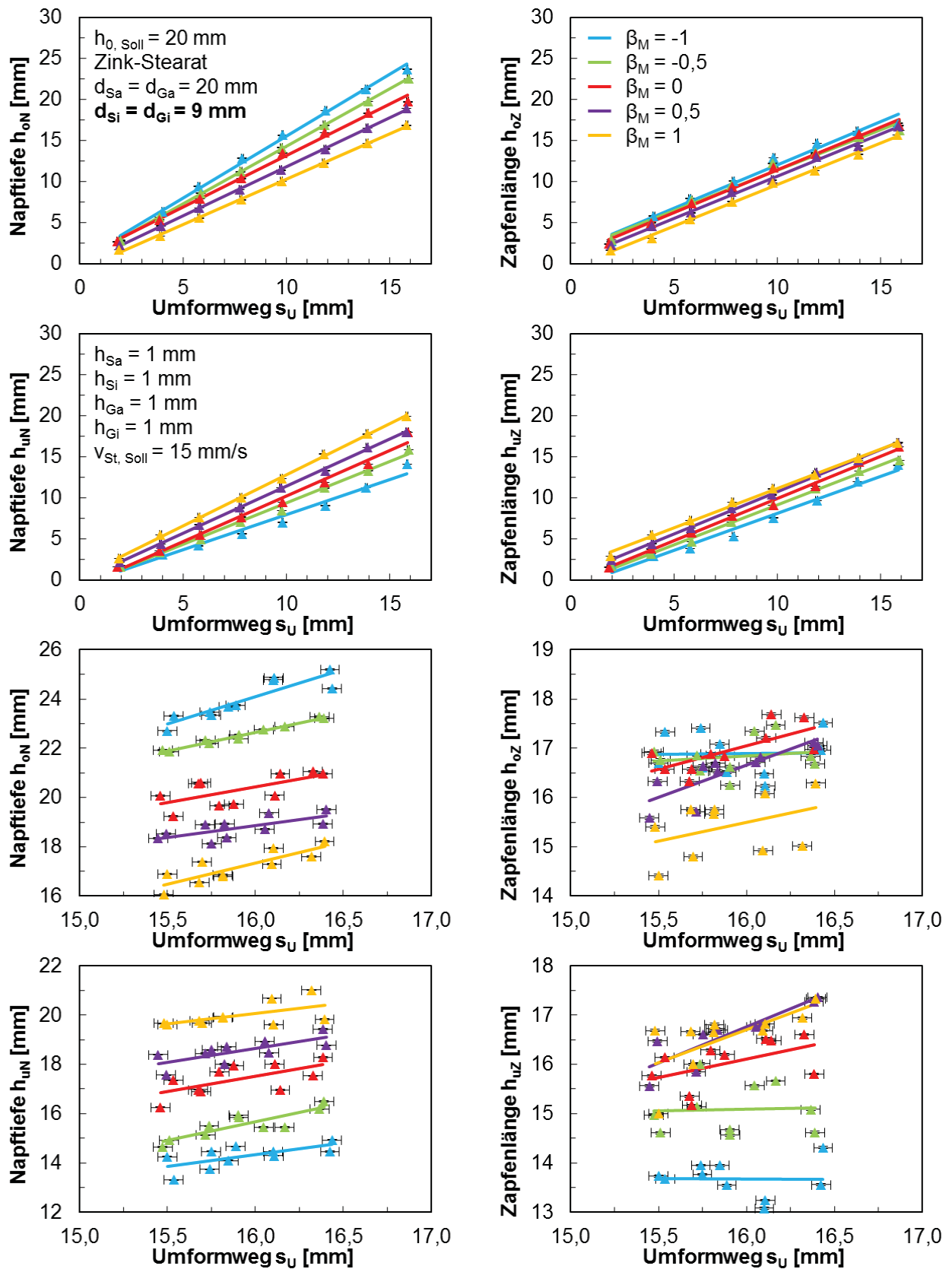


Bild 9.94: Versuchsreihe Q (laut **Tabelle 6.5**): Einfluss des Matrizengeschwindigkeit-Stößelgeschwindigkeit-Verhältnisses β_M und des Umformwegs s_U ($2 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16 \text{ mm}$ und $15,6 \text{ mm} \leq s_{U, \text{Soll}} \leq 16,4 \text{ mm}$) auf die Napftiefen h_{oN} und h_{uN} bzw. Zapfenlängen h_{oZ} und h_{uZ}

Anhang V (Kapitel 6), Verifizierung Simulationsmodell

Tabelle 9.3: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe B bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 20$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm			
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]
-0,5	25,46 +0,34 -0,33	17,69 +0,53 -0,52	18,33 +0,28 -0,22	15,43 +0,33 -0,32	25,17	17,15	18,47	15,40
0	24,15 +0,52 -0,56	17,86 +0,77 -0,76	19,49 +0,58 -0,58	16,76 +0,75 -0,72	23,74	17,12	19,71	16,25
0,5	21,72 +0,57 -0,45	17,94 +1,02, -1,05	21,14 +0,41 -0,40	17,08 +0,61 -0,62	21,81	16,97	21,35	17,04

Tabelle 9.4: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe C bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 25$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm			
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]
-0,5	25,93 +0,84 -0,26	17,66 +0,63 -0,65	17,49 +0,63 -0,53	14,31 +0,88 -0,92	25,68	17,11	17,99	15,18
0	24,28 +1,03 -0,09	18,51 +0,86 -0,89	19,00 +0,41 -0,35	15,97 +0,70 -0,64	24,20	17,59	19,27	16,10
0,5	21,70 +0,35 -0,24	17,51 +0,90 -0,89	21,27 +0,38 -0,37	16,89 +0,75 -0,74	21,87	16,86	21,19	16,90

Tabelle 9.5: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe D bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 18$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm			
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]
-0,5	23,68 +0,23 -0,22	16,51 +0,21 -0,23	19,86 +0,17 -0,19	16,36 +0,20 -0,23	23,69	16,66	19,66	16,56
0	22,49 +0,23 -0,19	17,27 +0,59 -0,60	20,81 +0,21 -0,20	16,91 +0,25 -0,25	22,70	17,06	20,58	17,03
0,5	21,57 +0,23 -0,10	17,18 +0,34 -0,34	21,44 +0,19 -0,22	17,02 +0,21 -0,24	21,79	17,21	21,20	17,22

Tabelle 9.6: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe E bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 22$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-0,5	24,76	+0,31	17,70	+0,44	18,38	+0,32	15,44	+0,24	24,69	17,70	18,40	15,68
		-0,26		-0,44		-0,24		-0,26				
0	23,34	+0,25	17,43	+0,36	19,82	+0,23	16,34	+0,21	23,57	17,69	19,57	16,42
		-0,24		-0,35		-0,22		-0,26				
0,5	21,56	+0,21	17,21	+0,26	21,30	+0,23	17,11	+0,24	21,75	17,43	21,02	16,92
		-0,09		-0,25		-0,22		-0,19				

Tabelle 9.7: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe F bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Gardolube 6051; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-1	24,38	+0,88	15,08	+0,68	19,81	+0,86	14,30	+0,88	23,93	15,28	20,28	14,90
		-0,91		-0,66		-0,81		-0,87				
-0,5	22,56	+0,27	15,40	+0,71	21,34	+0,63	15,61	+0,48	22,83	15,14	21,17	15,22
		-0,21		-0,68		-0,57		-0,47				
0	21,81	+0,66	15,14	+0,94	22,35	+0,52	16,03	+0,65	22,26	15,20	21,94	15,40
		-0,72		-0,87		-0,46		-0,62				
0,5	21,81	+0,32	15,29	+0,52	21,94	+0,36	15,74	+0,52	22,12	15,16	21,77	15,49
		-0,17		-0,51		-0,31		-0,55				
1	22,32	+0,37	14,82	+0,97	21,54	+0,45	15,05	+0,57	22,17	14,97	21,86	15,32
		-0,17		-0,93		-0,49		-0,52				

Tabelle 9.8: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe G bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 3$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-0,5	23,33	+0,26	16,44	+0,92	20,11	+0,44	16,63	+0,62	23,08	16,57	20,10	16,78
		-0,29		-0,94		-0,39		-0,62				
0	21,16	+0,41	16,89	+0,96	21,91	+0,33	18,02	+0,58	21,55	16,75	21,56	17,56
		-0,35		-0,93		-0,32		-0,57				
0,5	19,90	+0,35	17,08	1,11	22,79	+0,46	18,22	+0,83	20,25	16,78	22,34	17,95
		-0,13		-1,09		-0,45		-0,80				

Tabelle 9.9: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe H bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 3$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-0,5	24,40	+0,43	15,98	+1,21	19,63	+0,51	16,44	+0,61	24,17	16,50	19,28	16,35
		-0,37		-1,20		-0,45		-0,60				
0	23,40	+0,39	16,25	+1,22	20,45	+0,43	16,99	+0,52	23,23	16,72	20,05	16,88
		-0,44		-1,21		-0,40		-0,52				
0,5	22,00	+0,37	16,36	+1,08	21,64	+0,37	17,41	+0,68	22,11	16,77	21,18	17,35
		-0,27		-1,07		-0,45		-0,67				

Tabelle 9.10: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe I bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 3$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-0,5	25,37	+0,42	17,91	+0,56	17,86	+0,31	15,48	+0,87	25,26	17,91	17,87	15,74
		-0,41		-0,53		-0,30		-0,86				
0	24,61	+0,39	18,08	+0,71	18,56	+0,30	15,52	+0,77	24,29	17,87	18,80	16,29
		-0,38		-0,69		-0,34		-0,75				
0,5	23,15	+0,40	18,22	+0,84	19,87	+0,28	16,04	+0,83	23,34	18,19	19,58	16,56
		-0,24		-0,79		-0,28		-0,76				

Tabelle 9.11: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe K bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 3$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-0,5	24,12	+0,40	17,13	+0,79	19,59	+0,37	14,92	+0,73	24,20	17,03	19,27	15,45
		-0,35		-0,75		-0,32		-0,70				
0	23,03	+0,31	16,92	+0,72	20,69	+0,30	15,05	+0,81	23,28	17,26	20,22	15,63
		-0,34		-0,66		-0,33		-0,75				
0,5	21,81	+0,36	17,01	+0,95	21,63	+0,30	15,70	+1,02	22,15	17,32	21,24	16,35
		-0,21		-0,93		-0,36		-0,98				

Tabelle 9.12: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe L bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 3$ mm; $h_{\text{Ga}} = 3$ mm; $h_{\text{Gi}} = 3$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm			
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]
-0,5	+0,39	+0,84	+0,30	+0,74	25,29	17,57	17,96	15,62
	-0,45	-0,83	-0,24	-0,70				
0	+0,50	+0,70	+0,31	+0,77	24,13	17,50	18,97	16,15
	-0,52	-0,69	-0,31	-0,74				
0,5	+0,39	+1,09	+0,30	+0,92	23,29	17,81	19,81	16,35
	-0,24	-1,04	-0,28	-0,82				

Tabelle 9.13: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe M bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 3$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 3$ mm; $h_{\text{Gi}} = 3$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm			
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]
-0,5	+0,40	+0,80	+0,36	+0,87	23,96	17,61	18,98	15,89
	-0,47	-0,75	-0,31	-0,84				
0	+0,39	+0,82	+0,22	+0,97	23,00	17,73	20,29	16,10
	-0,38	-0,81	-0,26	-0,97				
0,5	+0,37	+0,79	+0,36	+1,17	21,75	17,98	21,08	16,87
	-0,18	-0,75	-0,39	-1,13				

Tabelle 9.14: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe N bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 3$ mm; $h_{\text{Si}} = 3$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 3$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm			
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]
-0,5	+0,26	+0,80	+0,39	+0,64	23,18	16,34	20,18	16,22
	-0,21	-0,77	-0,43	-0,63				
0	+0,19	+0,34	+0,23	+0,24	21,48	16,37	22,08	16,97
	-0,17	-0,33	-0,22	-0,23				
0,5	+0,38	+0,93	+0,44	+0,96	20,36	16,56	22,86	17,28
	-0,20	-0,92	-0,43	-0,95				

Tabelle 9.15: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe O bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 3$ mm; $h_{\text{Si}} = 3$ mm; $h_{\text{Ga}} = 3$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-0,5	23,87	+0,58	17,12	+0,82	19,34	+0,68	16,79	+0,69	23,93	17,28	18,85	16,63
		-0,48		-0,80		-0,78		-0,67				
0	22,76	+0,41	17,57	+0,89	20,12	+0,31	17,29	+0,71	22,81	17,11	20,21	17,11
		-0,48		-0,88		-0,41		-0,66				
0,5	21,49	+0,35	17,28	+1,08	21,31	+0,28	17,50	+1,02	21,68	17,56	20,94	17,28
		-0,22		-1,05		-0,36		-1,01				

Tabelle 9.16: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe P bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 18$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 7$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-1	18,70	+0,35	11,75	+0,34	13,59	+0,31	11,01	+0,81	18,95	11,60	13,24	11,19
		-0,30		-0,36		-0,33		-0,87				
-0,5	19,30	+0,35	11,46	+0,40	13,12	+0,31	11,14	+0,72	18,89	11,65	13,27	11,16
		-0,42		-0,42		-0,27		-0,72				
0	17,09	+0,28	11,74	+0,51	15,40	+0,28	12,34	+0,79	17,19	11,70	15,12	11,94
		-0,29		-0,49		-0,27		-0,81				
0,5	15,99	+0,29	11,77	+0,50	16,30	+0,22	12,38	+0,66	16,03	11,82	16,12	12,28
		-0,18		-0,49		-0,25		-0,65				
1	14,85	+0,25	11,54	+0,58	17,13	+0,29	11,92	+0,67	14,85	11,47	17,39	12,19
		-0,11		-0,62		-0,28		-0,69				

Tabelle 9.17: Vergleich der experimentell ermittelten Werkstücklängen der Versuchsreihe Q bei einem Umformweg $s_U = 16$ mm mit dazu korrespondierenden Simulationsergebnissen ($h_{0, \text{Soll}} = 20$ mm; Zink-Stearat; $d_{\text{Sa}} = d_{\text{Ga}} = 20$ mm; $d_{\text{Si}} = d_{\text{Gi}} = 9$ mm; $h_{\text{Sa}} = 1$ mm; $h_{\text{Si}} = 1$ mm; $h_{\text{Ga}} = 1$ mm; $h_{\text{Gi}} = 1$ mm; $v_{\text{St, Soll}} = 15$ mm/s)

β_M	Experiment				Simulation $\pm 0,1$ mm							
	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]	h_{oN} [mm]	h_{oZ} [mm]	h_{uN} [mm]	h_{uZ} [mm]				
-1	24,10	+0,64	16,89	+0,63	14,32	+0,58	13,68	+0,51	24,09	16,99	14,46	13,98
		-0,69		-0,62		-0,57		-0,50				
-0,5	22,65	+0,26	16,84	+0,52	15,67	+0,52	15,09	+0,72	22,49	16,80	15,69	14,88
		-0,24		-0,51		-0,55		-0,72				
0	20,42	+0,80	17,05	+0,52	17,51	+0,78	16,11	+0,69	20,46	16,88	17,25	15,85
		-0,75		-0,50		-0,77		-0,63				
0,5	18,86	+0,53	16,65	+0,50	18,64	+0,61	16,76	+0,51	19,24	16,69	18,24	16,44
		-0,43		-0,50		-0,57		-0,51				
1	17,35	+0,64	15,49	+0,85	20,06	+0,62	16,70	+0,75	17,10	15,55	20,56	17,14
		-0,43		-0,82		-0,60		-0,74				

Literaturverzeichnis

- Abo05 Abouridouane, M.: *Bruchverhalten von Leichtmetallen unter Impact-Beanspruchung*; Dissertation, Rheinisch-Westfälisch Technische Hochschule Aachen, 2005.
- Abr15 Abrams Engineering Services GmbH & Co. KG (Hg.): *PREMIUM 1.2767*; Quelle: <http://www.premium-stahl.de/images/filedownloads/de/datenblaetter/1.2767.pdf>; vom 28.02.2015.
- Abs01 Abspoel, S.; Etman, L.; Vervoort, J.; van Rooij, R.; Schoofs, A.; Rooda, J.: *Simulation based optimization of stochastic systems with integer design variables by sequential multipoint linear approximation*; in: *Structural and Multidisciplinary Optimization* **22** (2001), Heft 2, S. 125–139.
- Adi67a Adie, J.; Alexander, J.: *Industrial application of limit solutions for combined extrusion*; in: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* **182** (1967), S. 249–259.
- Adi67b Adie, J.; Alexander, J.: *A graphical method of obtaining hodographs for upper bound solutions to axisymmetric problems*; in: *International Journal of Mechanical Sciences* **9** (1967), S. 349–357.
- Ala08 Alasti, M.: *Modellierung von Reibung und Wärmeübergang in der FEM-Simulation von Warmmassivumformprozessen*; Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, 2008.
- And12 Andreas, K.; Merklein, M.; Engel, U.: *Werkzeugherstellung in der Kaltmassivumformung*; in: *wt Werkstatttechnik online* **102** (2012), Heft 10, S. 672–677.
- Are09 Arentoft, M.; Bay, N.; Tang, P.; Jensen, J.: *A new lubricant carrier for metal forming*; in: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **58** (2009), Heft 1, S. 243–246.
- Are96 Arentoft, M.; Vigsø, C.; Lindegren, M.; Bay, N.: *A study of the double cup extrusion process as a friction test*; in: *5th ICTP, Columbus (USA), 7.-10. Oktober 1996*, S. 243–250.
- Aud06 Audet, C.; Dennis, J.: *Mesh adaptive direct search algorithms for constrained optimization*; in: *SIAM Journal on Optimization* **17** (2006), Heft 1, S. 188–217.
- Ayd11 Aydın, M.-S.; Gerlach, J.; Kessler, L.; Tekkaya, A.: *Yield locus evolution and constitutive parameter identification using plane strain tension and tensile tests*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **211** (2011), Heft 12, S. 1957–1964.
- Bar95 Barcellona, A.; Forcellese, A.; Gabrielli, F.; Micari, F.: *Effects of mechanical and geometric features of workpiece on friction behaviour in double cup extrusion*; in: *9th International Cold Forging Congress, Solihull (England), 22.-26. Mai 1995*, S. 231–237.

- Bat88 Batra, R.: *Steady state penetration of thermoviscoplastic targets*; in: Computational Mechanics **3** (1988), Heft 1, S. 1–12.
- Bay76 Bay, N.; Wanheim, T.: *Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact*; in: Wear **38** (1976), Heft 2, S. 201–209.
- Bay96 Bay, N.; Hunding, J.; Kuzman, K.; Pfeifer, E.: *Testing of friction in cold forging by combined forward rod/backward cup extrusion*; in: 5th ICTP, Columbus (USA), 7.-10. Oktober 1996, S. 311–318.
- Bay97 Bay, N.: *Cold forming of aluminium—state of the art*; in: Journal of Materials Processing Technology **71** (1997), Heft 1, S. 76–90.
- Bec94 Becker, N.: *Weiterentwicklung von Verfahren zur Aufnahme von Fließkurven im Bereich hoher Umformgrade*; Dissertation, Universität Stuttgart, 1994.
- Bed97 Bederna, C.: *Bestimmung des lokalen Zwischenschichtzustandes in der Massivumformung*; Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, 1997.
- Beh11a Behrens, B.-A.; Bouguecha, A.; Hadifi, T.; Mielke, J.: *Advanced friction modeling for bulk metal forming processes*; in: Production Engineering **5** (2011), Heft 6, S. 621–627.
- Beh11b Behrens, B.-A.; Bouguecha, A.; Mielke, J.; Schafstall, H.: *Innovative Reibmodellierung in der Warmmassivumformung*; in: 20. Umformtechnisches Kolloquium, Hannover, 23.-24. Februar 2011, S. 199–211.
- Bel09 Belkassam, B.; Bossuyt, S.; Sol, H.: *Enhanced handshaking between DIC and FE computed deformation fields in an inverse method*; in: SEM Annual Conference, Albuquerque (USA), 1.-4. Juni 2009.
- Bél93 Bélisle, C.; Romeijn, H.; Smith, R.: *Hit-and-run algorithms for generating multivariate distributions*; in: Mathematics of Operations Research **18** (1993), Heft 2, S. 255–266.
- Bes65 Besser, M.; Pöhlmann, W.: *Ausstoßkräfte beim Kaltfließpressen*; in: Umformtechnik **20** (1965), Heft 4, S. 241–245.
- Bet75 Betten, J.: *Bemerkungen zum Versuch von Hohenemser*; in: ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik **55** (1975), Heft 3, S. 149–158.
- BÖH15 BÖHLER-UDDEHOLM Deutschland GmbH (Hg.): *VIKING*; Quelle: <http://www.uddeholm.de/german/files/downloads/VIKING.pdf>; vom 28.02.2015.
- Bon79 Boneh, A.; Golan, A.: *Constraints` redundancy and feasible region boundedness by random feasible point generator (RFPG)*; in: 3rd European Congress on Operations Research (EURO III), Amsterdam (Niederlande), April 1979.

- Bos10 Bosch Rexroth AG (Hg.): *RD 29077/03.10 : 4/3-Regel-Wegeventile, 1/16 vorgesteuert, mit elektrischer Wegrückführung und integrierter Elektronik (OBE)*; 2010.
- Bou12a Bouguecha, A.; Hadifi, T.; Mielke, J.; Behrens, B.-A.: *Erhöhung der Berechnungsgenauigkeit bei der numerischen Abbildung von Warmmassivumformprozessen durch verbesserte Reibmodellierung*; in: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* **43** (2012), Heft 10, S. 839–850.
- Bou12b Bouguecha, A.; Mielke, J.; Hadifi, T.; Behrens, B.-A.: *Das IFUM-Reibmodell - Ein Ansatz für die genauere numerische Berechnung von Massivumformprozessen*; in: *MEFORM 2012*, Freiberg, 28.-30. März 2012, S. 202–215.
- Boy99 Boyer, B.; Massoni, E.: *Identification of tribological parameters during upsetting tests using inverse analysis with a 2D finite element code*; in: *6th ICTP*, Nürnberg, 19.-24. September 1999, S. 347–352.
- Bre06 Bressan, J.D., Unfer, R.K.: *Construction and validation tests of a torsion test machine*; *Journal of Materials Processing Technology* **179** (2006), S. 23-29.
- Bur66 Burgdorf, M.: *Untersuchungen über das Stauchen und Zapfenpressen*; Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1966.
- Bur67 Burgdorf, M.: *Über die Ermittlung des Reibwertes für Verfahren der Massivumformung durch den Ringstauchversuch*; in: *Industrie-Anzeiger* **89** (1967), S. 799–804.
- Bus92 Buschhausen, A.; Weinmann, K.; Lee, J.; Altan, T.: *Evaluation of lubrication and friction in cold forging using a double backward-extrusion process*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **33** (1992), Heft 1-2, S. 95–108.
- Che79 Chen, C.; Kobayashi, S.: *Rigid-plastic finite-element analysis of plastic deformation in metal-forming processes*; Fort Belvoir Defense Technical Information Center, 1979.
- Che96 Chenot, J.-L.; Massoni, E.; Fourment, J.: *Inverse problems in finite element simulation of metal forming processes*; in: *Engineering Computations* **13** (1996), Heft 2/3/4, S. 190–225.
- Cho03 Cho, H.; Ngaile, G.; Altan, T.: *Simultaneous determination of flow stress and interface friction by finite element based inverse analysis technique*; in: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **52** (2003), Heft 1, S. 221–224.
- Cho05 Cho, H.; Altan, T.: *Determination of flow stress and interface friction at elevated temperatures by inverse analysis technique*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **170** (2005), Heft 1-2, S. 64–70.

- Coc06 Cochran, J.: *Development and evaluation of environmentally friendly cold-forging lubricants based on an emulsion polymerization system*; Master-Thesis, North Carolina State University of Science, 2006.
- Con09 Conn, A.; Scheinberg, K.; Vicente, L.: *Introduction to derivative-free optimization*; Society for Industrial and Applied Mathematics/Mathematical Programming Society, 2009.
- Coo07 Cooreman, S.; Lecompte, D.; Sol, H.; Vantomme, J.; Debruyne, D.: *Elasto-plastic material parameter identification by inverse methods: Calculation of the sensitivity matrix*; in: *International Journal of Solids and Structures* **44** (2007), Heft 13, S. 4329–4341.
- Cor08 Cora, Ö.; Akkök, M.; Darendeliler, H.: *Modelling of variable friction in cold forging*; in: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* **222** (2008), Heft 7, S. 899–908.
- Cra14 Craciunescu, B.: *Konzeption und Entwurf von Lösungsprinzipien zur Online-Werkstoffflussmessung in Werkzeugen für das kombinierte Fließpressen*; Studienarbeit, Universität Stuttgart, 2014.
- Cus07 Custódio, A.; Vicente, L.: *Using sampling and simplex derivatives in pattern search methods*; in: *SIAM Journal on Optimization* **18** (2007), Heft 2, S. 537–555.
- Dan88 Dankert, J.; Wanheim, T.: *Analysis of the ring test method for the evaluation of frictional stresses in bulk metal forming processes*; *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **37** (1988), Heft 1, S. 217–220.
- Dan02 Dantzig, G.: *Linear programming*; in: *Operations Research* **50** (2002), Heft 1, S. 42–47.
- DIN80 *DIN 50154:1980-12: Zugversuch ohne Feindehnungsmessung an Folien und Bändern aus Aluminium und Aluminium-Knetlegierungen mit einer Dicke bis zu 0,179 mm*; Beuth, 1980.
- DIN86 *DIN 50322:1986-03: Kategorien der Verschleißprüfung*; Beuth, 1986.
- DIN91 *DIN ISO 2768-1:1991-06: Allgemeintoleranzen; Toleranzen für Längen- und Winkelmaße ohne einzelne Toleranzeintragung*; Beuth, 1991.
- DIN03 *DIN 8583-6:2003-09: Fertigungsverfahren Druckumformen - Teil 6: Durchdrücken; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*; Beuth, 2003.
- DIN08a *DIN EN ISO 13849-2:2008-09: Sicherheit von Maschinen - Sicherheitsbezogene Teile von Steuerungen - Teil 2: Validierung*; Beuth, 2008.

- DIN08b *DIN EN ISO 13849-1:2008-12: Sicherheit von Maschinen - Sicherheitsbezogene Teile von Steuerungen - Teil 1: Allgemeine Gestaltungsleitsätze*; Beuth, 2008.
- DIN10 *DIN EN 1999-1-2:2010-12: Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumtragwerken - Teil 1-2: Tragwerksbemessung für den Brandfall*; Beuth, 2010.
- DIN12 *DIN EN ISO 25178-2:2012-09: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft - Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen*; Beuth, 2012.
- DIN16 *DIN 50125:2016-12: Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben*; Beuth, 2016.
- Doe93 Doege, E.; Bederna, C.; El-Dsoki, T.; Seibert, D.; Werner, N.: *Struktur zur Beschreibung lokaler, geschichtsabhängiger Zwischenschichtgesetze*; in: Lange, K. (Hg.): *Prozeßsimulation in der Umformtechnik*, 4, Springer, 1993.
- Doe02 Doege, E.; Alasti, M.; Schmidt-Jürgensen, R.: *Formulation of intermediate layer laws for advanced simulation models of precision forging*; in: *Worldwide Aerospace Conference & Technology Showcase*, Toulouse (Frankreich), 8.-10. April 2002.
- Doe04 Doege, E.; Alasti, M.; Schmidt-Jürgensen, R.: *Accurate friction and heat transfer laws for enhanced simulation models of precision forging processes*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **150** (2004), Heft 1-2, S. 92–99.
- Doe10 Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*; Springer, 2010.
- Dyn11 Dynardo GmbH (Hg.): *optiSLang - The optimizing structural language : Sensitivity analysis, multidisciplinary optimization, robustness evaluation, reliability analysis and robust design optimization*, 2011.
- Dyn15a Dynardo GmbH (Hg.): *Master of design – CAE-basierte Robust design optimierung mit optiSLlang*; Quelle: http://www.dynardo.de/fileadmin/Material_Dynardo/dokumente/broschuere/RDO_Infografik_dt_P_web.pdf; vom 15.05.2015.
- Dyn15b Dynardo GmbH (Hg.): *Robust Design Optimierung (RDO) in der virtuellen Produktentwicklung*; Quelle: <http://www.dynardo.de/software/optislang.html>; vom 15.05.2015.
- El-94 El-Magd, E.: *Mechanical properties at high strain rates*; in: *Le Journal de Physique IV* **04** (1994), Heft C8, S. C8-149.
- Emd09 Emde, T.: *Mechanisches Verhalten metallischer Werkstoffe über weite Bereiche der Dehnung, der Dehnrate und der Temperatur*; Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2009.

- Etm96 Etman, L. F. P.; Adriaens, J. M. T. A.; Slagmaat, M. T. P.; Schoofs, A. J. G.: *Crash worthiness design optimization using multipoint sequential linear programming*; in: *Structural Optimization* **12** (1996), Heft 4, S. 222–228.
- Eur09 *Verordnung (EG) Nr. 443/2009: Festsetzung von Emissionsnormen für neue Personenkraftwagen im Rahmen des Gesamtkonzepts der Gemeinschaft zur Verringerung der CO₂-Emissionen von Personenkraftwagen und leichten Nutzfahrzeugen*, 2009.
- Fac15 *FB HM-058 : DGUV-Information : Reduzierte Geschwindigkeit bei fluidtechnischen Steuerungen*, 2015.
- Fau00 Faurholdt, T.: *Inverse modelling of constitutive parameters for elastoplastic problems*; in: *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* **35** (2000), Heft 6, S. 471–478.
- Fer04 Fereshteh-Saniee, F.; Pillinger, I.; Hartley, P.: *Friction modelling for the physical simulation of the bulk metal forming processes*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **153-154** (2004), S. 151–156.
- Flo09 Floudas, C.; Gounaris, C.: *A review of recent advances in global optimization*; in: *Journal of Global Optimization* **45** (2009), Heft 1, S. 3–38.
- Fog66 Fogel, L.; Owens, A.; Walsh, M.: *Artificial intelligence through simulated evolution*; John Wiley & Sons, 1966.
- For94 Forcellese, A.; Gabrielli, F.; Barcellona, A.; Micari, F.: *Evaluation of friction in cold metal forming*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **45** (1994), Heft 1-4, S. 619–624.
- For02 Forestier, R.; Massoni, E.; Chastel, Y.: *Estimation of constitutive parameters using an inverse method coupled to a 3D finite element software*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **125-126** (2002), S. 594–601.
- For03 Forestier, R.; Chastel, Y.; Massoni, E.: *Development of an inverse module and of a semi-analytical sensitivity analysis for thermo-mechanical parameter identification*, Tuscaloosa (USA), 9.-10. Juni 2003.
- Fur97 Furukawa, T.; Yagawa, G.: *Inelastic constitutive parameter identification using an evolutionary algorithm with continuous individuals*; in: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* **40** (1997), Heft 6, S. 1071–1090.
- Fur01 Furukawa, T.: *Parameter identification with weightless regularization*; in: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* **52** (2001), Heft 3, S. 219–238.

- Fur02 Furukawa, T.; Sugata, T.; Yoshimura, S.; Hoffman, M.: *An automated system for simulation and parameter identification of inelastic constitutive models*; in: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* **191** (2002), Heft 21-22, S. 2235–2260.
- Gar07 Gariety, M.; Ngaile, G.; Altan, T.: *Evaluation of new cold forging lubricants without zinc phosphate precoat*; in: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **47** (2007), Heft 3-4, S. 673–681.
- Gav95 Gavrus, A.; Massoni, E.; Chenot, J.-L.: *Constitutive parameter identification using a computer aided rheology*; in: *NUMIFORM '95, Ithaca (USA), 18.-21. Juni 1995*, S. 563–568.
- Gei76 Geiger, R.: *Der Stofffluß beim kombinierten Napffließpressen*; Dissertation, Universität Stuttgart, 1976.
- Gei88 Geiger, M.: *Grundlagen des Durchdrückens und Durchziehens*; in: Lange, K. (Hg.): *Umformtechnik : Handbuch für Industrie und Wissenschaft : Band 2: Massivumformung*, S. 254–288, Springer Berlin Heidelberg, 1988.
- Gel95 Gelin, J.-C.; Ghouati, O.: *An inverse method for material parameters estimation in the inelastic range*; in: *Computational Mechanics* **16** (1995), Heft 3, S. 143–150.
- Gel96 Gelin, J.-C.; Ghouati, O.: *An inverse solution procedure for material parameters identification in large plastic deformations*; in: *Communications in Numerical Methods in Engineering* **12** (1996), Heft 3, S. 161–173.
- Gho93 Ghobrial, M.; Lee, J.; Altan, T.; Bay, N.; Hansen, B.: *Factors affecting the double cup extrusion test for evaluation of friction in cold and warm forging*; in: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **42** (1993), Heft 1, S. 347–351.
- Gho01 Ghouati, O.; Gelin, J.-C.: *A finite element-based identification method for complex metallic material behaviours*; in: *Computational Materials Science* **21** (2001), Heft 1, S. 57–68.
- Gol89 Goldberg, D.: *Genetic algorithms in search, optimization, and machine learning*; Addison-Wesley Pub. Co., 1989.
- Grä90 Gräber, A.: *Weiterentwicklung des Torsionsversuches in Theorie und Praxis*; Dissertation, Universität Stuttgart, 1990.
- Gra73a Graf, W.-D.; Schnorrbusch, H.: *Beitrag zur Vorausbestimmung des Werkstoffflusses beim kombinierten Kaltfließpressen von Stahl*; in: *Fertigungstechnik und Betrieb* **23** (1973), Heft 9, S. 535–539.

- Gra73b Graf, W.-D.; Schnorrbusch, H.: *Axialspannungs und Kraftbedarfsermittlung beim kombinierten Fliesspressen*; in: *Fertigungstechnik und Betrieb* **23** (1973), Heft 6, S. 365–368.
- Gri15a Grindaix GmbH (Hg.): *Material*; Quelle: <http://www.resource-efficiency.com/De/Ressourcen/material.php>; vom 09.05.2015.
- Gri15b Grindaix GmbH (Hg.): *Ressourceneffiziente Produktionstechnik*; Quelle: http://www.resource-efficiency.com/De/downloads/Broschuere_RE.pdf; vom 09.05.2015.
- Gro02 Groche, P.; Kappes, B.; Dünkel, V.; Mauer, G.: *Die Bedeutung von Tribologie-Modellversuchen für die Kaltmassivumformung*; *Tribologie und Schmierungstechnik* **49** (2002), Heft 6, Seite 15-18.
- Guo00 Guo, Y.-M.; Yokouchi, Y.; Nakanishi, K.: *Hot backward extrusion comparative analyses by a combined finite element method*; in: *International Journal of Mechanical Sciences* **42** (2000), Heft 9, S. 1867–1885.
- Ham06 Ham, B.; Ok, J.; Seo, J.; Hwang, B.; Min, K.; Koo, H.: *Numerical analysis on the extruded volume and length ratios of backward tube to forward rod in combined extrusion processes*; in: *Materials Science Forum* **519-521** (2006), S. 919–924.
- Han00 Hanami, S.; Osakada, K.; Otsu, M.; Watanabe, T.; Hayashida, D.: *Combined forward-backward extrusion with controlled exit velocity*; in: *7th Asia Symposium on Precision Forging*, Guilin (China), 22.-25. Oktober 2000, S. 41–44.
- Har02 Hartwig, H.; Masek, B.: *Zwei neue tribologische Tests für die Metallumformung*; *Tribologie und Schmierungstechnik* **49** (2002), Heft 6, S. 10-14.
- Hee10 Heering, C.: *Experimentelle und simulationsgestützte Optimierung von Werkstoffmodellen für Aluminiumlegierungen*; Dissertation, Rheinisch-Westfälisch Technische Hochschule Aachen, 2010.
- Hen78 Hensel, A.; Spittel, T.: *Kraft- und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren*; Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie VEB, 1978.
- Hes11 Hesse, W.: *Aluminium-Werkstoff-Datenblätter*; Beuth, 2011.
- Hoa82 Hoang-Vu, K.: *Möglichkeiten und Grenzen des Kaltgesenkschmiedens als eine fertigungstechnische Alternative für kleine, genaue Formteile*; Dissertation, Universität Stuttgart, 1982.
- Hoc75 Hockett, J.; Sherby, O.: *Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures*; in: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **23** (1975), Heft 2, S. 87–98.

- Hol92 Holland, J.: *Adaptation in natural and artificial systems : An introductory analysis with applications to biology, control, and artificial intelligence*; The MIT Press, 1992.
- Hor13 Horwatitsch, D.: *Entwicklung eines Reibmodells für hohe Temperaturen und hohe Umformgrade*; Dissertation, Universität Kassel, 2013.
- Hu07 Hu, Y.; Lai, Z.; Zhang, Y.: *The study of cup-rod combined extrusion processes of magnesium alloy (AZ61A)*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **187-188** (2007), S. 649–652.
- Hu10 Hu, G.; Feng, F.: *Research and application of metal cold extrusion forming utilising floating die and divided flow*; in: *Advanced Materials Research* **102-104** (2010), S. 583–586.
- HYD15 HYDAC Fluidtechnik GmbH (Hg.): *D 5.122.2/04.15 : Stromteiler/-Vereiniger : Schieberausführung : Einschraubventil metrisch – 350 bar : ST12230*; 2010.
- Ind08 Industrieverband Massivumformung e. V. (Hg.): *Merkblatt : Richtlinie zur Aufnahme von Fließkurven : Stand 09 / 2008*; Hagen, 2008.
- ISO11 *ISO 6892-2:2011-02: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 2: Prüfverfahren bei erhöhter Temperatur*; Beuth, 2011.
- ISO16 *ISO 6892-1:2016-06: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*; Beuth, 2016.
- Joh62a Johnson, W.; Kudo, H.: *The mechanics of metal extrusion*; Manchester University Press, 1962.
- Joh62b Johnson, W.; Mellor, P.: *Plasticity for mechanical engineers*; D. van Nostrand Company LTD, 1962.
- Joh83 Johnson, G.; Cook, W.: *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*, Hague (Niederlande), 19.-21. April 1983, S. 541–547.
- Jun08 Jung, K.; Lee, H.; Kang, S.; Im, Y.: *Effect of surface roughness on friction in cold forging*; in: *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* **31** (2008), Heft 2, S. 327–334.
- Kač11 Kačmarčík, I.; Movrin, D.; Ivanišević, A.: *One contribution to the friction investigation in bulk metal forming*; in: *Journal for Technology of Plasticity* **36** (2011), Heft 1
- Kan11 Kang, S.-H.; Seok Lee, K.; Lee, Y.-S.: *Evaluation of interfacial friction condition by boss and rib test based on backward extrusion*; in: *International Journal of Mechanical Sciences* **53** (2011), Heft 1, S. 59–64.

- Kap05 Kappes, B.: *Über den Nachweis tribologischer Effekte mit Hilfe von Modellversuchen im Bereich der umweltfreundlichen Kaltmassivumformung*; Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2005.
- Kel99 Kelley, C.: *Detection and remediation of stagnation in the Nelder-Mead algorithm using a sufficient decrease condition*; in: SIAM Journal on Optimization **10** (1999), Heft 1, S. 43–55.
- Kim04 Kim, H.; Shriniwas, P.; Altan, T.: *Evaluation of new lubricants for cold forging without zinc phosphate coating*, Istanbul (Türkei), 13.-15. September 2004, S. 1–7.
- Kim05 Kim, S.; Ryu, T.; Choi, H.; Koo, H.; Hwang, B.: *Material flow characteristics on the forward and backward solid extrusion process*; in: Materials Science Forum **475-479** (2005), S. 3071–3074.
- Kim08 Kim, N.; Choi, H.: *The prediction of deformation behavior and interfacial friction under hot working conditions using inverse analysis*; in: Journal of Materials Processing Technology **208** (2008), Heft 1-3, S. 211–221.
- Kir83 Kirkpatrick, S.; Vecchi, M.: *Optimization by simulated annealing*; in: science **220** (1983), Heft 4598, S. 671–680.
- Kle03 Kleineremann, J.-P.; Ponthot, J.-P.: *Parameter identification and shape/process optimization in metal forming simulation*; in: Journal of Materials Processing Technology **139** (2003), Heft 1-3, S. 521–526.
- Kle12 Klein, B.: *FEM : Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*; Vieweg+Teubner Verlag, 2012.
- Kle13 Klein, B.: *FEM : Grundlagen und Anwendungen der Finite-Elemente-Methode*; Springer-Verlag, 2013.
- Kob89 Kobayashi, S.; Oh, S.-I.; Altan, T.: *Metal forming and the finite-element method*; Oxford University Press, 1989.
- Kol03 Kolda, T.; Lewis, R.; Torczon, V.: *Optimization by direct search: New perspectives on some classical and modern methods*; in: SIAM Review **45** (2003), Heft 3, S. 385–482.
- Kow00 Kowalski, B.; Sellars, C.; Pietrzyk, M.: *Development of a computer code for the interpretation of results of hot plane strain compression tests*; in: ISIJ International **40** (2000), Heft 12, S. 1230–1236.
- Kre95 Kretz, W.: *Technische Fließpeßteile aus Aluminium in der Praxis*; in: Siegert, K. (Hg.): *Fließpressen von Aluminium*, S. 183–214, DGM Informationsgesellschaft, 1995.

- Kre03 Kretz, T.: *Schliesswerkzeuge für das Querfliesspressen*; Dissertation, Universität Stuttgart, 2003.
- Kuc10 Kucharzewski, A.: *Massivumformung - eine Prozesskette für den Leichtbau*; in: *Lightweight Design* **3** (2010), Heft 2, S. 42–49.
- Kud60 Kudo, H.: *Some analytical and experimental studies of axi-symmetric cold forging and extrusion-I*; in: *International Journal of Mechanical Sciences* **2** (1960), Heft 1-2, S. 102–127.
- Kur02 Kurtaran, H.; Eskandarian, A.; Marzougui, D.; Bedewi, N.: *Crashworthiness design optimization using successive response surface approximations*; in: *Computational Mechanics* **29** (2002), Heft 4-5, S. 409–421.
- Kus95 Kusiak, J.; Pietrzyk, M.; Lenard, J.: *Application of FE simulation of the compression test to the evaluation of constitutive equations for steels at elevated temperatures*; in: NUMIFORM '95, Ithaca (USA), 18.-21. Juni 1995, S. 277–282.
- Kuz96 Kuzman, K.; Pfeifer, E.; Bay, N.; Hunding, J.: *Control of material flow in a combined backward can - forward rod extrusion*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **60** (1996), Heft 1-4, S. 141–147.
- Lan82 Lange, K.; Noller, H.; Schmidt, V.: *Contribution of numerical control (NC) to the development of metal forming processes*; *CIRP Annals – Manufacturing Technology* **31** (1982), Heft 2, S. 512-517.
- Lan93 Lange, K.: *Umformtechnik : Handbuch für Industrie und Wissenschaft : Band 4: Sonderverfahren, Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion*; Springer Berlin Heidelberg, 1993.
- Lan96 Langenbeck, K.: *Praxis des systematischen Konstruierens*; Vorlesungsmanuskript, Institut für Maschinenkonstruktion und Getriebebau, Universität Stuttgart, 1996.
- Lan02 Lange, K.: *Umformtechnik : Handbuch für Industrie und Wissenschaft : Band 1: Grundlagen*; Springer-Verlag, 2002.
- Lan08 Lange, K.; Kammerer, M.; Pöhlandt, K.; Schöck, J.: *Fliesspressen : Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke*; Springer, 2008.
- Lee01 Lee, H.; Hwang, B.; Bae, W.: *A UBET analysis of non-axisymmetric forward and backward extrusion*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **113** (2001), Heft 1-3, S. 103–108.

- Lee03 Lee, D.; Kim, D.; Kim, B.: *New processes to prevent a flow defect in the combined forward-backward cold extrusion of a piston-pin*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **139** (2003), Heft 1-3, S. 422–427.
- Lem16 Lemacher Hydraulik (Hg.): *Linear-Gleichlauf-Mengenteiler LGM – Das Original*; *Quelle: <http://www.lemacher-hydraulik.de/8-0-Linear-Gleichlauf-Mengenteiler-LGM.html>*; vom 21.06.2016.
- Lev44 Levenberg, K.: *A method for the solution of certain problems in least squares*; in: *Quarterly of Applied Mathematics* **2** (1944), S. 164–168.
- Lie09 Liewald, M.; Mletzko, C.; Felde, A.; Meidert, M.: *Evaluation of lubricants for bulk metal forming of steel at elevated temperatures using double-cup-extrusion-test and spike-test*, Shanghai (China), 20.-24. September 2009, S. 167–174.
- Lie14a Liewald, M.; Mletzko, C.; Schiemann, T.: *Regelung von Kaltmassivumformprozessen. Verfahren, Werkzeuge, Maschinen.*; in: 29. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer, Düsseldorf, 26.-27. Februar 2014.
- Lie14b Liewald, M.; Schiemann, T.; Beiermeister, C. *Abschlussbericht der Studie: GCFG 25 : Experimentelle Untersuchung und numerische Abbildung der Faltenbildung 2. Art beim Anstauchen von Bunden an hohlen Fließpressteilen*; Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 2014.
- Lin88 Lin, H.-H.; Kawakami, K.; Kudo, H.: *Metal flow control in cold simultaneous forward/backward extrusion*; in: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **37** (1988), Heft 1, S. 231–234.
- Lud09 Ludwik, P.: *Elemente der Technologischen Mechanik*; Springer, 1909.
- Mah94 Mahnken, R.; Stein, E.: *The identification of parameters for visco-plastic models via finite-element methods and gradient methods*; in: *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* **2** (1994), S. 597–616.
- Mal64 Male, A.; Cockroft, M.: *A method for the determination of the coefficient of friction under conditions of bulk plastic deformation*; *Journal of the Institute of Metals* **93** (1964/1965), S. 38-46.
- Mar63 Marquardt, D.: *An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters*; in: *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics* **11** (1963), Heft 2, S. 431–441.
- Mc 64 Mc Kenzie, J.: *Factors in the design of cold-extrusion tooling.*; in: *National Engineering Sheet Metal Industries* **41** (1964), Heft 445, S. 379–392.

- Mey07 Meyer, L.; Herzig, N.; Halle, T.; Hahn, F.; Krueger, L.; Staudhammer, K.: *A basic approach for strain rate dependent energy conversion including heat transfer effects: An experimental and numerical study*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **182** (2007), Heft 1-3, S. 319–326.
- Mic07 Michalczyk, J.; Devyatov, V.: *The effect of strain intensification on the single-operation process of extrusion of deep-bottomed sleeves*; in: *Archives of Metallurgy and Materials* **52** (2007), Heft 2, S. 351–359.
- Mic09 Michalczyk, J.: *The theoretical and experimental comparative analysis of new method of extrusion of deep sleeves and indirect extrusion*; in: *Archives of Metallurgy and Materials* **54** (2009), Heft 3, S. 633–645.
- Mic10 Michalczyk, J.: *Development and preliminary numerical study of the new single-operation process of two-sided complex extrusion of deep bottomed sleeves*; in: *Hutnik, Wiadomości Hutnicze* **77** (2010), Heft 5, S. 217–219.
- Mle08 Mletzko, C.: *Untersuchung von Schmierstoffsystemen für die Massivumformung von Stahlwerkstoffen bei erhöhten Temperaturen*; Diplomarbeit, Universität Stuttgart, 2008.
- Mle10 Mletzko, C.; Liewald, M.; Felde, A.: *Evaluation of lubricant carrier coatings for bulk metal forming of steel at elevated temperatures using double-cup-extrusion-test*, Nizza (Frankreich), 13.-15. Juni 2010, S. 61–70.
- Mle11 Mletzko, C.; Liewald, M.; Felde, A.: *Evaluation of lubricant carrier coatings for bulk metal forming of steel at temperatures between 250 C and 500 C using the double-cup-extrusion-test*; in: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* **225** (2011), Heft 9, S. 940–948.
- Mol83 Molinari, A.; Clifton, R.: *Viscoplastic localization in simple shear-exact results in non-linear theory*; in: *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences Serie II* **296** (1983), Heft 1, S. 1–4.
- Mos10 Most, T.; Will, J.: *Recent advances in Metamodel of Optimal Prognosis*; in: *Optimization and Stochastic Days 7.0*, Weimar, 21.-22. Oktober 2010.
- Mos11 Most, T.; Will, J.: *Sensitivity analysis using the Metamodel of Optimal Prognosis*; in: *Optimization and Stochastic Days 8.0*, Weimar, 24.-26. November 2011.
- Mül01 Mülders, B.: *Modellierung der Verfestigung technischer Aluminiumlegierungen*; Dissertation, Rheinisch-Westfälisch Technische Hochschule Aachen, 2001.

- Mün95 Münster, A.: *Tribologie bei der Kaltmassivumformung von Aluminium und Aluminiumlegierungen*; in: Siegert, K. (Hg.): *Fließpressen von Aluminium*, S. 149–167, DGM Informationsgesellschaft, 1995.
- Nak97 Nakamura, T.; Bay, N.; Zhang, Z.-L.: *FEM simulation of friction testing method based on combined forward rod-backward can extrusion*; in: *Journal of Tribology* **119** (1997), Heft 3, S. 501–506.
- Nak98 Nakamura, T.; Bay, N.; Zhang, Z.-L.: *FEM simulation of a friction testing method based on combined forward conical can-backward straight can extrusion*; in: *Journal of Tribology* **120** (1998), Heft 4, S. 716–723.
- Nel65 Nelder, J.; Mead, R.: *A simplex method for function minimization*; in: *The Computer Journal* **7** (1965), Heft 4, S. 308–313.
- Neu03 Neumaier, T.: *Zur Optimierung der Verfahrensauswahl von Kalt-, Halbwarm- und Warmmassivumformverfahren*; Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, 2003.
- Nit95 Nittel, K.-D.; Schwinke-Kruse, N.: *Trockenfilme zur Aluminiumbehandlung vor der Umformung*; in: Siegert, K. (Hg.): *Fließpressen von Aluminium*, S. 169–182, DGM Informationsgesellschaft, 1995.
- Ok05 Ok, J.; Hwang, B.; Choi, H.; Ham, B.; Hwang, S.: *A study on material flow in combined extrusion process*; in: *Materials Science Forum* **475-479** (2005), S. 3061–3064.
- Osa97 Osakada, K.; Wang, X.; Hanami, S.: *Precision forging process with axially driven container*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **71** (1997), Heft 1, S. 105–112.
- Osa00 Osakada, K.; Hanami, S.; Arai, N.: *Deformation mode in extrusion against counter pressure-extrusion against floating tool supported by pressure I*; in: *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity* **41** (2000), Heft 10, S. 1026–1030.
- Osa05 Osakada, K.; Matsumoto, R.; Otsu, M.; Hanami, S.: *Precision extrusion methods with double axis servo-press using counter pressure*; in: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **54** (2005), Heft 1, S. 245–248.
- Ost95 Ostermann, F.: *Aluminiumwerkstoffe für das Fließpressen*; in: Siegert, K. (Hg.): *Fließpressen von Aluminium*, S. 51–74, DGM Informationsgesellschaft, 1995.
- Ost14 Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium*; Springer, 2014.
- Pla11 Plančak, M.; Kačmarčik, I.; Movrin, D.; Čupković, Đ.: *Proposal of a new friction testing method for bulk metal forming*, Niš (Serbien), 28.-30. September 2011.

- Pla12 Plančak, M.; Car, Z.; Kršulja, M.; Vilotić, D.; Kačmarčik, I.; Movrin, D.: *Possibilities to measure contact friction in bulk metal forming*; in: *Tehnički vjesnik* **19** (2012), Heft 4, S. 727–734.
- Pöh77 Pöhlandt, K.: *Beitrag zur Optimierung der Probengestalt und zur Auswertung des Torsionsversuches*; Dissertation, TU Braunschweig, 1977.
- Pöh84 Pöhlandt, K.: *Vergleichende Betrachtung der Verfahren zur Prüfung der plastischen Eigenschaften metallischer Werkstoffe*; Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1984.
- Pöh86 Pöhlandt, K.: *Werkstoffprüfung für die Umformtechnik : Grundlagen, Prüfmethode, Anwendungen*; Springer-Verlag, 1986.
- Pöh04 Pöhlandt, K.; Banabic, D.; Lange, K.: *On the determination of friction coefficients by ring compression*; *UTFscience* **3** (2004).
- Pon06 Ponthot, J.-P.; Kleinermann, J.-P.: *A cascade optimization methodology for automatic parameter identification and shape/process optimization in metal forming simulation*; in: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* **195** (2006), Heft 41-43, S. 5472–5508.
- Pra21 Prandtl, L.: *Hauptaufsätze: Über die Eindringungsfestigkeit (Härte) plastischer Baustoffe und die Festigkeit von Schneiden*; in: *ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* **1** (1921), Heft 1, S. 15–20.
- Pug65 Pugh, H. L. D.: *Recent developments in cold forming : Bulleid Memorial Lectures 1, Vol. IIIA, University of Nottingham*, 1965.
- Qu05 Qu, J.; Jin, Q.; Xu, B.: *Parameter identification for improved viscoplastic model considering dynamic recrystallization*; in: *International Journal of Plasticity* **21** (2005), Heft 7, S. 1267–1302.
- Ras40 Rastegaev, M. V.: *Neue Methode der homogenen Stauchung von Proben zur Bestimmung der Fließspannung und des Koeffizienten der inneren Reibung (russ.)*; *Zav. Lab.* (1940), S. 354.
- Rec71 Rechenberg, I.: *Evolutionstrategie: Optimierung technischer Systeme nach Prinzipien der biologischen Evolution*; Dissertation, Technische Universität Berlin, 1971.
- Rib12 Ribeiro, D.; Calçada, R.; Delgado, R.; Brehm, M.; Zabel, V.: *Finite element model updating of a bowstring-arch railway bridge based on experimental modal parameters*; in: *Engineering Structures* **40** (2012), S. 413–435.

- Rib13 Ribeiro, D.; Calçada, R.; Delgado, R.; Brehm, M.; Zabel, V.: *Finite-element model calibration of a railway vehicle based on experimental modal parameters*; in: *Vehicle System Dynamics* **51** (2013), Heft 6, S. 821–856.
- Rio13 Rios, L.; Sahinidis, N.: *Derivative-free optimization: a review of algorithms and comparison of software implementations*; in: *Journal of Global Optimization* **56** (2013), Heft 3, S. 1247–1293.
- Ro199 Roll, K.: *Numerische Prozesssimulation in der Umformtechnik*; Vorlesungsmanuskript, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 1999.
- Rom15 Rom: *Ressourcen für 7 Milliarden Menschen*; Quelle: <http://www.unsere-welt.net/category/die-menschheit/page/9/>; vom 09.05.2015.
- Rus11 Rust, W.: *Nichtlineare Finite-Elemente Berechnungen*; Vieweg+Teubner, 2011.
- Sag67 Saga, J.; Takiguchi, A.; Iwasaki, H.: *On the cold piercing of mild steel*; in: *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity* **8** (1967), S. 131–139.
- Sal09 Saleh, A.; Jweeg, M.; Muhamed, J.: *The effect of area reduction of forward die on the combined forward-backward extrusion process*; in: *Nahrain University College of Engineering Journal* **12** (2009), Heft 2, S. 108–121.
- Sch70 Schey, J.: *Metal deformation processes: friction and lubrication*; M. Dekker, 1970.
- Sch81 Schwefel, H.-P.: *Numerical optimization of computer models*; Wiley, 1981.
- Sch95 Schlosser, D.: *Herstellung komplexer Bauteile aus Aluminiumwerkstoffen durch Kombination verschiedener Fließpreßverfahren und anschließender umformender und/oder spanender Fertigbearbeitung*; in: Siebert, K. (Hg.): *Fließpressen von Aluminium*, S. 215–241, DGM Informationsgesellschaft, 1995.
- Sch06 Schrader, T.; Shirgaokar, M.; Altan, T.: *Analysis of the double cup extrusion test for evaluation of lubricants*, Nara (Japan), 21.-24. März 2006, S. 1–6.
- Sch07 Schrader, T.; Shirgaokar, M.; Altan, T.: *A critical evaluation of the double cup extrusion test for selection of cold forging lubricants*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **189** (2007), Heft 1-3, S. 36–44.
- Sch12 Schiemann, T.; Liewald, M.; Dörr, F.; Kannewurf, M.; Mletzko, C.; Felde, A.; Bleyl, F.; Rudolf, S.; Groenbaek, J.: *Overview of research activities in cold forging of aluminum alloys*; in: *45th ICFG Plenary Meeting, Nagoya (Japan), 9.-12. September 2012*.
- Sch15 Schiemann, T.; Liewald, M.; Mletzko, C.; Wälder, J.: *Automatically controlled (cold-) forging processes – equipment and application examples.*; in: *New Developments in Forging Technology, Fellbach, 5.-6. Mai 2015*.

- Sha63 Shaw, M.: *The role of friction in deformation processing*; in: *Wear* **6** (1963), Heft 2, S. 140–158.
- Shi70 Shirakashi, T.; Usui, E.: *Effect of temperature and strain rate upon flow stress of metals in compression*; in: *International Journal of the Japan Society of Precision Engineering* **4** (1970), Heft 4, S. 91–100.
- Sie27 Siebel, E.; Pomp, A.: *Die Ermittlung der Formänderungsfestigkeit von Metallen aus dem Stauchversuch*; *Mitteilungen des Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung* **9** (1927).
- Sim12 Simufact engineering GmbH (Hg.): *simufact.forming 11.0 : Referenzhandbuch*; 2012.
- Smi84 Smith, R.: *Efficient Monte Carlo procedures for generating points uniformly distributed over bounded regions*; in: *Operations Research* **32** (1984), Heft 6, S. 1296–1308.
- Spu83 Spur, G.: *Handbuch der Fertigungstechnik : Band 2/1: Umformen*; Carl Hanser Verlag, 1983.
- Sta02 Stander, N.; Craig, K.: *On the robustness of a simple domain reduction scheme for simulation-based optimization*; in: *Engineering Computations* **19** (2002), Heft 4, S. 431–450.
- STA15 STAUBER GmbH Metalltechnologie (Hg.): *1.2767*; Quelle: www.stauberstahl.com/fileadmin/pdf/1.2767_TD.pdf; vom 28.02.2015.
- Ste66 Steck, E.: *Englische und niederländische Forschungsergebnisse auf dem Gebiet des Kaltfließpressens*; in: *Industrie-Anzeiger* **88** (1966), S. 772–777.
- Ste15 Steinke, P.: *Finite-Elemente-Methode : Rechnergestützte Einführung*; Springer-Verlag, 2015.
- Swi52 Swift, H.: *Plastic instability under plane stress*; in: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **1** (1952), Heft 1, S. 1–18.
- Sze02 Szeliga, D.; Matuszyk, P.; Kuziak, R.; Pietrzyk, M.: *Identification of rheological parameters on the basis of various types of plastometric tests*; in: *Journal of Materials Processing Technology* **125-126** (2002), S. 150–154.
- Sze04 Szeliga, D.; Gawad, J.; Pietrzyk, M.: *Parameters identification of material models based on the inverse analysis*; in: *International Journal of Applied Mathematics and Computer Science* **14** (2004), Heft 4, S. 549–556.
- Sze06 Szeliga, D.; Gawad, J.; Pietrzyk, M.: *Inverse analysis for identification of rheological and friction models in metal forming*; in: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* **195** (2006), Heft 48-49, S. 6778–6798.

- Sze07 Szeliga, D.; Pietrzyk, M.: *Testing of the inverse software for identification of rheological models of materials subjected to plastic deformation*; in: Archives of civil and mechanical engineering **7** (2007), Heft 1, S. 35–52.
- Tan98 Tan, X.; Bay, N.; Zhang, W.: *On parameters affecting metal flow and friction in the double cup extrusion test*; in: Scandinavian Journal of Metallurgy **27** (1998), Heft 6, S. 246–252.
- Tan02 Tan, X.: *Comparisons of friction models in bulk metal forming*; in: Tribology International **35** (2002), Heft 6, S. 385–393.
- Tan11 Tan, X.: *Evaluation of friction in upsetting*; in: Production Engineering **5** (2011), Heft 2, S. 141–149.
- Tek08 Tekkaya, A. E.: *Simulation in der Massivumformung : Grundlagen – Anwendungen – Validierung*; Seminarunterlagen CADFEM GmbH, Grafing, 2008.
- Tor97 Torczon, V.: *On the convergence of pattern search algorithms*; in: SIAM Journal on Optimization **7** (1997), Heft 1, S. 1–25.
- Tre01 Treppmann, C.: *Fließverhalten metallischer Werkstoffe bei Hochgeschwindigkeitsbeanspruchung*; Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2001.
- Tsc93 Tschätsch, H.: *Handbuch Umformtechnik : Arbeitsverfahren, Maschinen, Werkzeuge*; Hoppenstedt-Technik-Tab.-Verl., 1993.
- Tse99 Tseng, P.: *Fortified-descent simplicial search method: A general approach*; in: SIAM Journal on Optimization **10** (1999), Heft 1, S. 269–288.
- Vig94 Vigsø, C.; Kim, H.; Sweeney, K.; Shen, K.; Altan, T.: *Evaluation of friction in cold forging by the single/double cup extrusion test : Report 94-59-B*, Ohio State University, 1994.
- Voc48 Voce, E.: *The relationship between stress and strain for homogeneous deformation*; in: Journal of the Institute of Metals **74** (1948), S. 537–562.
- Wan73 Wanheim, T.: *Friction at high normal pressures*; in: Wear **25** (1973), Heft 2, S. 225–244.
- Wan74 Wanheim, T.; Bay, N.; Petersen, A.: *A theoretically determined model for friction in metal working processes*; in: Wear **28** (1974), Heft 2, S. 251–258.
- Wan10 Wang, L.; He, Y.; Zhou, J.; Duszczyk, J.: *Effect of temperature on the frictional behaviour of an aluminium alloy sliding against steel during ball-on-disc tests*; in: Tribology International **43** (2010), Heft 1-2, S. 299–306.

- Wan12a Wang, L.; Yang, H.: *Friction in aluminium extrusion—part 2: A review of friction models for aluminium extrusion*; in: *Tribology International* **56** (2012), S. 99–106.
- Wan12b Wang, L.; Zhou, J.; Duszczyc, J.; Katgerman, L.: *Friction in aluminium extrusion—Part 1: A review of friction testing techniques for aluminium extrusion*; in: *Tribology International* **56** (2012), S. 89–98.
- Wat55 Watts, A. B.; Ford, H.: *On the basic yield stress curve for a metal*; *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* **169** (1955), Heft 1, S. 1141-1156.
- Wat67 Watkins, M.; McKenzie J.; Whitfield, E.: *Simultaneous backward and forward cold extrusion of mild steel : NAT ENG LAB REP 332*, National Engineering Laboratory Glasgow, 1967.
- Wik14a Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Quasi-Newton-Verfahren*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Quasi-Newton-Verfahren>; vom 07.02.2015.
- Wik14b Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Naturalogische Optimierungsverfahren*; Quelle: http://de.wikipedia.org/wiki/Naturalogische_Optimierungsverfahren; vom 06.02.2015.
- Wik14c Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Gradientenverfahren*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Gradientenverfahren>; vom 07.02.2015.
- Wik14d Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Trust-Region-Verfahren*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Trust-Region-Verfahren>; vom 07.02.2015.
- Wik14e Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Bisektion*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Bisektion>; vom 05.02.2015.
- Wik14f Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Sekantenverfahren*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Sekantenverfahren>; vom 07.02.2015.
- Wik14g Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Optimierung (Mathematik)*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/w/index.php?oldid=128273447>; vom 05.02.2015.
- Wik15a Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Newton-Verfahren*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Newton-Verfahren>; vom 07.02.2015.
- Wik15b Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Simplex-Verfahren*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Simplex-Verfahren>; vom 05.02.2015.
- Wik15c Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Stapelverarbeitung*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Stapelverarbeitung>; vom 16.03.2015.
- Wik15d Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Downhill-Simplex-Verfahren*; Quelle: <http://de.wikipedia.org/wiki/Downhill-Simplex-Verfahren>; vom 05.02.2015.

- Wik15e Wikimedia Foundation Inc. (Hg.): *Goldener Schnitt*; Quelle: http://de.wikipedia.org/wiki/Goldener_Schnitt#Verfahren_des_Goldenen_Schnittes; vom 05.02.2015.
- Wil06 Will, J.: *The calibration of measurement and simulation as optimization problem*; in: NAFEMS Seminar, Wiesbaden, 10. Mai 2006.
- Wil09a Will, J.; Most, T.: *Metamodell of optimized Prognosis (MoP) - an automatic Metamodell of optimized Prognosis (MoP) - an automatic approach for user friendly parameter optimization*; in: Optimization and Stochastic Days 6.0, Weimar, 15.-16. Oktober 2009.
- Wil09b Will, J.; Nilsson, H.: *Parameter identification of damage parameters of LS-DYNA GURSON material model from a tensile test*; in: Optimization and Stochastic Days 6.0, Weimar, 15.-16. Oktober 2009.
- Yos00 Yoshimura, H.; Tanaka, K.: *Precision forging of aluminum and steel*; in: Journal of Materials Processing Technology **98** (2000), Heft 2, S. 196–204.
- Zab08 Zabel, V.; Brehm, M.: *System identification of high-speed railway bridges*; in: Optimization and Stochastic Days 5.0, Weimar, 20.-21. November 2008.
- Zan10 Zang, H.; Zhang, S.; Hapeshi, K.: *A review of nature-inspired algorithms*; in: Journal of Bionic Engineering **7** (2010), S. S232.
- Zen46 Zener, C.; Hollomon, J.: *Problems in non-elastic deformation of metals*; in: Journal of Applied Physics **17** (1946), Heft 2, S. 69.
- ZH 78a ZH 1/456: *Sicherheitsregeln für Zweihandschaltungen an kraftbetriebenen Pressen der Metallbearbeitung*, 1978.
- ZH 78b ZH 1/457: *Sicherheitsregeln für Steuerungen an kraftbetriebenen Pressen der Metallbearbeitung*, 1978.
- Zha02 Zhao, K.; Lee, J.: *Finite element analysis of the three-point bending of sheet metals*; in: Journal of Materials Processing Technology **122** (2002), Heft 1, S. 6–11.
- Zha04 Zhao, K.; Lee, J.: *Inverse estimation of material properties for sheet metals*; in: Communications in Numerical Methods in Engineering **20** (2004), Heft 2, S. 105–118.
- Zha08 Zhang, Q.; Arentoft, M.; Bruschi, S.; Dubar, L.; Felder, E.: *Measurement of friction in a cold extrusion operation: Study by numerical simulation of four friction tests*; in: International Journal of Material Forming **1** (2008), Heft S1, S. 1267–1270.

Lebenslauf

PERSÖNLICHE DATEN

Name	Christian Karl Obermaier (geb. Mletzko)
Geburtsdatum	8. Januar 1983
Geburtsort	Leonberg
Staatsangehörigkeit	Deutsch
Familienstand	Verheiratet, keine Kinder

BERUFLICHER WERDEGANG

Seit 07.2014	HYDAC International GmbH Leiter Branchenmanagement Pressen und Umformmaschinen
05.2011 – 09.2013	Universität Stuttgart, Institut für Umformtechnik Betriebsleiter
01.2009 – 06.2014	Universität Stuttgart, Institut für Umformtechnik Wissenschaftlicher Mitarbeiter

AUSBILDUNG

10.2002 – 12.2008	Diplom-Ingenieur Technologiemanagement Universität Stuttgart Hauptfächer: Umformtechnik und Laser in der Materialbearbeitung
08.1993 – 07.2002	Allgemeine Hochschulreife Johannes-Kepler-Gymnasium Weil der Stadt Leistungskurse: Mathematik und Physik