

Untersuchungen zum Rundkneten von Mikrobauteilen

Vom Fachbereich Produktionstechnik
der
UNIVERSITÄT BREMEN

zur Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Eric Martial Moumi

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Bernd Kuhfuß

Prof. Dr.-Ing. habil. Carsten Heinzl

Tag der mündlichen Prüfung: 19.12.2018

Erklärung

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und nur mit den angegebenen Quellen und Hilfsmitteln angefertigt habe. Alle Stellen, die aus den Quellen direkt oder indirekt übernommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht.

Eric Moumi

Bremen, den 25.09.2018

Vorwort

Die vorliegende Dissertation ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Bremer Institut für Strukturmechanik und Produktionsanlage (bime) im Fachbereich Produktionstechnik der Universität Bremen entstanden. Ein Großteil der Ergebnisse stammt aus Forschungen im Teilprojekt A4 im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 747 „Mikrokaltumformen – Prozesse, Charakterisierung, Optimierung“.

Danken möchte ich zunächst Prof. Dr.-Ing. Bernd Kuhfuß, der mir ermöglichte, in seinem Institut an dem vielseitigen Umformprozess Rundkneten zu forschen. Sein persönliches Engagement bei der Betreuung dieser Arbeit sowie seine Hinweise und seine Ideen waren mir sehr hilfreich während der Erstellung meiner Arbeit. Ebenfalls herzlich bedanken möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Carsten Heinzl für die freundliche Übernahme des Zweitgutachtens sowie bei Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Brigitte Clausen für ihr Mitwirken als Vorsitzende der Prüfungskommission.

Ein herzlicher Dank gilt meine Kolleginnen und Kollegen des Instituts und des Sonderforschungsbereiches 747. Besonders bedanke ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Christian Schenck für seine motivierenden Worte, seine Bereitschaft für fachliche Diskussionen und seine konstruktiven Anregungen. Ein besonderer Dank gebührt ebenfalls Frau Birgit Taeger für ihr sorgfältiges Korrekturlesen der Arbeit sowie anderer Dokumente in meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter aber auch für ihre aufmunternden Worte in schwierigeren Zeiten.

Ein weiterer Dank gilt meinen studentischen Mitarbeitern, die durch Literaturrecherche, Unterstützung bei der Versuchsdurchführung und -auswertung zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Mein größter Dank gilt an dieser Stelle meiner Frau Mariló und meinen Kindern Dennis, Joel und Sara für ihre Liebe, Rückhalt und Geduld, ohne die der Abschluss dieser Arbeit nicht möglich gewesen wäre. Nicht zuletzt bedanke ich mich bei meiner Mutter, die mir ein Studium in Deutschland ermöglicht und mich auf meinem bisherigen Lebensweg vorbehaltlos unterstützt hat.

Bremen, Februar 2019

Eric Moumi

Kurzfassung

Die Nachfrage nach Miniaturbauteilen steigt ebenso wie die Anforderung nach hoher Funktionsdichte gepaart mit hoher Präzision von Jahr zu Jahr stetig. Als Gründe können beispielsweise die Ressourcenschonung und die Wirtschaftlichkeit genannt werden. Diese hohe Nachfrage ebnet den Weg für die Entwicklung neuer Fertigungsprozesse oder für die Erforschung und Anpassung bereits existierender Prozesse zum Zweck der Miniaturisierung. Aufgrund der spezifischen Vorteile, wie die Erzeugung von Druckeigenspannungen in den Bauteilen oder die Möglichkeit, komplexe Geometrien mit angepassten Eigenschaften zu fertigen, wurde in den letzten Jahren die Eignung des Rundknetens für die Mikrobearbeitung erforscht. Der Prozess ist sehr gut im Makrobereich, insbesondere in der Automobilbranche, etabliert und wurde ebenfalls erforscht. Weil jedoch bekannt ist, dass das Skalieren eines Prozesses aus dem Makro- in den Mikrobereich nicht immer ohne Weiteres realisiert werden kann, ist es von besonderem Interesse, diese Wissenslücke zu schließen.

Im Mittelpunkt der Untersuchungen standen das Verständnis der Abläufe sowohl im Prozess im Allgemeinen als auch speziell im Bauteil, die Ermittlung der Prozessgrenzen und somit die Produktivität und die Charakterisierung der Erzeugnisse. Eine Simulation des Prozesses mit der FE-Methode zeigte die Komplexität des Werkstoffverhaltens, woraus sich beispielsweise Erklärungen für die Entstehung bestimmter Versagensarten oder für die Verfestigung der Bauteile ableiten lassen. Des Weiteren wurde ein ungünstiger Werkstofffluss als häufigste Ursache des Versagens beim Mikrorundkneten ermittelt. Maßnahmen zu seiner Beherrschung wurden erstellt und experimentell untersucht. Eine Erhöhung der Ausbringungsrates ohne nennenswerte Verschlechterung der Bauteilqualität soll erzielt werden.

Diese Arbeit zeigt, dass das Rundkneten über ein hohes Potenzial für die Mikrobearbeitung verfügt, da unterschiedliche Werkstoffe, eisen- und nicht eisenmetallisch, sich gut umformen lassen und dadurch sehr hohe Bauteilfestigkeiten erreicht werden können.

Eigene Veröffentlichungen

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.: Mikrorundkneten - Verfahrensgrenzen und Ansätze zu deren Erweiterung. Tagungsband Kolloquium Mikroproduktion, Karlsruhe (2007) 225-230

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.: Micro rotary swaging: Process limitations and attempts to their extension. Microsystem Technologies online, Springer-Verlag Berlin/Heidelberg, (2008) ISSN 0946-7076 (Print) 1432-1858 (Online) 1995 – 2000, DOI 10.1007/s00542-008-0633-0

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.: Influence of the Feedrate on Work Quality in Micro Rotary Swaging. 3rd International Conference on Micromanufacturing (ICOMM 2008) Carnegie Mellon University Pittsburgh/USA (2008) 86-91

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.: Manufacturing of micro components by means of plunge rotary swaging. 9th International euspen Conference, San Sebastian (2009) 58 - 61

Kuhfuß, B.; Piwek, V.; Moumi, E.: Vergleich charakteristischer Einflussgrößen beim Mikro- und Makrorundkneten. 4. Kolloquium Mikroproduktion, eds.: F. Vollertsen, S. Büttgenbach, O. Kraft, W. Michaeli. BIAS Verlag, Bremen (2009) 219 - 228

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.: Mikrorundkneten. Ein neues Umformverfahren mit viel Potenzial. Industrie Management, 6 (2010) 14 - 16

Stephen, A.; Moumi, E.: Rundkneten lasergenerierter Köpfe – Ein interessanter Prozess für die Serienfertigung von Mikrobauteilen. INNO 45 (2010) 9

Piwek, V.; Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Hork, M.: Light weight Design of rotary swaged components and optimization of the swaging process. 4th International Conference on High Speed Forming 2010. MS14-204 in Proceedinds. CD-Rom

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Tracht, K.; Weikert, F.; Vollertsen, F.; Stephen, A.: Process chains in microforming technology using scaling effects. International Conference on Material Forming (ESAFORM 2011), ed. G. Menary, Belfast, UK, American Institute of Physics (2011) 535-540 (online)

Moumi, E.; Kuhfuß, B.; Piwek, V.: Potenzial der Trockenbearbeitung beim Mikrorundkneten, 5. Kolloquium Mikroproduktion, Hrsg.: O. Kraft, A. Haug, F. Vollertsen, S. Büttgenbach KIT Scientific Reports 7591, Karlsruhe (2011) 161-167. ISBN 978-3-86644-747-9

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.: Load measurement during rotary swaging of micro components using strain gauges. 6th International Conference on MicroManufacturing (ICOMM 2011) Tokyo Denki University, Japan (2011) 53-58

Moumi, E.; Doll, R.; Schulz, A.; Twardy, S.; Kuhfuß, B.; Partes, K.; Riemer, O.; Vollertsen, F.: Investigations on two alternative methods for manufacturing micro forming tools. 6th International Conference and Exhibition on Design and Production of MACHINES and DIES/MOLDS, Hrsg.: M. Akkök, E. Budak, M. Firat, B. Kaftanoglu, ATILIM University, Ankara, Turkey (2011) 63-70

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.; Hork, M.; Werner, M.: Reib- und formschlüssige Verbindungen durch Rundkneten. VDI-Konstruktion, Ingenieurwerkstoffe Metall, Januar/Februar 1/2-2012

Brüning, H.; Moumi, E.; Vollertsen, F.; Kuhfuß, B.: The influence of pre-forming by rotary swaging of rods on formability of material accumulations generated by laser melting. Proceedings of the 3rd International Conference on New Forming Technology (ICNFT), Harbin, China, Eds.: S.J. Yuan, F. Vollertsen, Z.R. Wang, T.A. Dean, China (2012) 70-75

Schulz, A.; Cui, C.; Kühnle, T.; Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Partes, K.; Twardy, S.: Iron based tool materials for micro cold forming via rapid solidification. "Developing the World of Tooling"; Proc 9th Int. Tooling Conf.; Leoben, Austria, 11 - 14 September, 2012; Edited by Harald Leitner, Regina Kranz, Angelika Tremmel; Montanuniversität Leoben, Verlag Gutenberghaus, Knittelfeld, Austria (2012) 639 - 646

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.: Effects of dry machining on process limits in micro rotary swaging. 7th International Conference on MicroManufacturing (ICOMM 2012), Northwestern University, Evanston, IL, USA (2012) 243-247

Kuhfuß, B.; Moumi, E.: Incremental Forming. In: Micro Metal Forming. Ed.: F. Vollertsen, Springer Berlin (2013) 104-113

Moumi, E.; Kuhfuß, B.; Köhler, B.; Bomas, H.: Influence of the number of impacts during incremental forming on the mechanical properties of copper wires. Proceedings of the 8th International Conference on MicroManufacturing (ICOMM2013). University of Victoria, Victoria, BC, Canada, March 25-28, 2013 (2013) 282-288

Weikert, F.; Weyhausen, J.; Tracht, K.; Moumi, E.; Kuhfuß, B.; Brüning, H.; Vollertsen, F.: Beurteilung von Linienverbunden der Mikroumformung. Tagungsband 6. Kolloquium Mikroproduktion, 8. Okt. 2013, Braunschweig, Hrsg.: Rainer Tutsch, Shaker Verlag (2013) B13

Rippel, D.; Moumi, E.; Lütjen, M.; Scholz-Reiter, B.; Kuhfuß, B.: Application of stochastic regression for the configuration of a micro rotary swaging processes. Mathematical Problems in Engineering, Volume 2014 (Article ID 360862), URL: <http://dx.doi.org/10.1155/2014/360862>, letzter Abruf: 02.06.2014 [Online]

Moumi, E.; Kuhfuß, B.: Properties of alloy 304 micro parts processed by rotary swaging. Proceedings of the 4th International Conference on Nanomanufacturing (nanoMan 2014), 8 – 10 July, 2014, eds.: F. Fang, E. Brinksmeier, O. Riemer (2014) (Stick)

Moumi, E.; Ishkina, S.; Kuhfuß, B.; Hochrainer, T.; Struss, A.; Hunkel, M.: 2D-simulation of material flow during infeed rotary swaging using finite element method. Proceedings of the 11th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2014, 19-24 October 2014, Nagoya Congress Center, Nagoya, Japan, Procedia Engineering 81 (2014) 2342 – 2347 doi: 10.1016/j.proeng.2014.10.331

Moumi, E.; Wilhelmi, P.; Kuhfuß, B.; Schenck, C.; Tracht, K.: Wire joining by rotary swaging. Proceedings of the 11th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2014, 19-24 October 2014, Nagoya Congress Center, Nagoya, Japan, Procedia Engineering 81 (2014) 2012 – 2017 doi: 10.1016/j.proeng.2014.10.273

Cui, C.; Schulz, A.; Steinbacher, M.; Moumi, E.; Kuhfuß, B.; Böhmermann, F.; Riemer, O.: Development of micro rotary swaging tools of graded tool steel via co-spray forming. Manufacturing Rev. 2015, 2, 22 Published by EDP Sciences (2015) (online) DOI: 10.1051/mfreview/2015024

Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Clausen, B.; Epp, J.; Köhler, B.: Investigation of deformation induced martensitic transformation during incremental forming of 304 stainless steel wires. Proceedings of the 18th International ESAFORM Conference on Material Forming, ESAFORM 2015, 15-17 April 2015, Graz, Austria, Key Eng. Mat. 651-653 (2015) 645-650 doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.651-653.645

Cui, C.; Schulz, A.; Moumi, E.; Kuhfuß, B.; Böhmermann, F.: Graded tool steel for micro rotary swaging via co-spray forming. Proc. 8th International Conference and Exhibition on Design and Production of MACHINES and DIES/MOLDS, 18-21 JUNE 2015 Pine Bay Holiday Resort, Kusadasi, Aydin, TURKEY, edited by M. Akkök, E. Budak, M. Firat, B. Kaftanoglu, ATILIM University, Ankara, Turkey (2015) 191-198

Cui, C.; Schulz, A.; Moumi, E.; Kuhfuß, B.; Böhmermann, F.; Riemer, O.: Development of micro rotary swaging tools of graded tool steel via co-spray forming. 4th International Conference on New Forming Technology (ICNFT2015), 6th to 9th August, 2015, Crowne Plaza Glasgow, Scotland, UK, edited by: Y. Qin, T.A. Dean, J. Lin, S.J. Yuan and F. Vollertsen, EDP Sciences, UK (2015) 09017 1-7 doi 10.1051/mateconf/20152109017

Wilhelmi, P.; Moumi, E.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.: Werkstofffluss beim Mikrorundkneten im Linienvorbund. Tagungsband 7. Kolloquium Mikroproduktion in Aachen vom 16. bis 17. November 2015, Hrsg.: Ch. Hopmann, Ch. Brecher, A. Dietzel, D. Drummer, T. Hanemann, E. Manske, W. K. Schomburg, V. Schulze, H. Ullrich, F. Vollertsen, J.-P. Wulfsberg; IKV Aachen (2015) 31–38 (CD)

Moumi, E.; Kuhfuß, B.: Erhöhung der Umformgeschwindigkeit beim Mikrorundkneten durch Einsatz von Zwischenelementen. Tagungsband 7. Kolloquium Mikroproduktion in Aachen vom 16. bis 17. November 2015, Hrsg.: Ch. Hopmann, Ch. Brecher, A. Dietzel, D. Drummer, T. Hanemann, E. Manske, W. K. Schomburg, V. Schulze, H. Ullrich, F. Vollertsen, J.-P. Wulfsberg; IKV Aachen (2015) 72–78 (CD)

Cui, C.; Schulz, A.; Moumi, E.; Kuhfuß, B.; Böhmermann, F.; Riemer, O.: Grade tool material for micro cold forming via a novel spray forming process. Proceedings of the 10th TOOL Conference, Bratislava, October 4th to 7th (2016) 365-374 (CD)

Cui, C.; Schulz, A.; Moumi, E.; Kuhfuß, B.; Böhmermann, F.; Riemer, O.: Co-spray-formed graded steel for micro rotary swaging tools. International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems, Vol. 10, No. 3 (2017) 185-205

Rippel, D.; Moumi, E.; Lütjen, M.; Schenck, C.; Freitag, M.; Kuhfuß, B.: Charakterisierung der Einflüsse einzelner Prozessparameter auf die Werkstückgeometrie beim Einstechrundkneten im Mikrobereich. In: Fachbeiträge 8. Kolloquium Mikroproduktion, Bremen, 27.-28. November 2017, Hrsg.: F. Vollertsen, C. Hopmann, V. Schulze, J. Wulfsberg, BIAS Verlag (2017) 219-226 (online)

Moumi, E.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.: Einfluss von Fertigungsparametern auf geometrische Merkmale rundgekneteter Mikrobauteile. In: Fachbeiträge 8. Kolloquium Mikroproduktion, Bremen, 27.-28. November 2017, Hrsg.: F. Vollertsen, C. Hopmann, V. Schulze, J. Wulfsberg, BIAS Verlag (2017) 83-90 (online)

Ishkina, S.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Tobeck, K.: Eccentric rotary swaging. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, Vol. 18, No. 7 (2017) 035-1041 doi 10.1007/s12541-017-0122-4

Moumi, E.; Wilhelmi, P.; Schenck, C.; Herrmann, M.; Kuhfuß, B.: Material Flow control in plunge micro rotary swaging. 5th International Conference on New Forming Technology (ICNFT 2018), September 18-21, 2018, Bremen (2018) doi 10.1051/mateconf/201819015014

Moumi, E.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.: High productivity micro rotary swaging. 5th International Conference on New Forming Technology (ICNFT 2018), September 18-21, 2018, Bremen (2018) doi 10.1051/mateconf/201819015002

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG.....	1
2	STAND DER KENNTNISSE UND ZIELSETZUNG.....	3
2.1	Stand der Kenntnisse.....	3
2.2	Zielsetzung und Vorgehen.....	9
3	THEORETISCHE BETRACHTUNG.....	12
3.1	Prozesskinematik.....	12
3.2	Geometrische Betrachtung.....	15
3.2.1	Formänderung beim Rundkneten.....	16
3.2.2	Bildung des Werkzeugspaltes.....	19
3.3	Modellierung des Vorschubrundknetens mit der FE-Methode.....	21
3.3.1	Modellbildung.....	21
3.3.1	Validierung des Modells.....	23
3.3.2	Die neutrale Zone (Fließscheide).....	25
3.3.3	Einfluss der Reibung.....	26
3.3.4	Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit.....	29
3.4	Zusammenfassung der theoretischen Betrachtungen.....	30
4	VERSUCHSEINRICHTUNGEN UND MESSTECHNIK.....	32
4.1	Kneteinheit und die Umformwerkzeuge.....	32
4.2	Die Vorschubeinheiten.....	34
4.2.1	Keilverstellung.....	35
4.2.2	Axialvorschubeinheit des Werkstückes.....	36
4.3	Anpassungen für das Trockenrundkneten im Mikrobereich.....	37
4.4	Werkstückeinspannungen.....	40
4.5	Messeinrichtung zur Kraftmessung.....	45
4.5.1	Konzept zur Radialkraftmessung.....	45
4.5.2	Kraftverläufe.....	48
4.6	Werkstckcharakterisierung.....	50
5	PROZESSFENSTER UND PROZESSGRENZEN.....	57
5.1	Ermittlung der Prozessfenster beim Vorschubrundkneten.....	57
5.2	Prozessfenster beim Einstechrundkneten.....	66

6	UMFORMKRÄFTE BEIM MIKROBRUNDKNETEN	69
6.1	Umformkräfte beim Vorschubrundkneten	69
6.2	Umformkräfte beim Einstechrundkneten.....	74
7	BAUTEILCHARAKTERISIERUNG	77
7.1	Bauteilcharakterisierung beim Vorschubrundkneten.....	77
7.1.1	Geometrische Bauteileigenschaften.....	77
7.1.2	Oberflächenrauheit	81
7.1.3	Mechanische Bauteileigenschaften.....	82
7.2	Bauteilcharakterisierung beim Einstechrundkneten	91
7.2.1	Geometrische Bauteileigenschaften.....	91
7.2.2	Gefüge und Härte	94
8	OPTIMIERUNGSPOTENZIAL FÜR DAS MIKROBRUNDKNETEN	97
9	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	102
10	LITERATURVERZEICHNIS	104

Symbole und Abkürzungen

Abkürzungen

CAD	Computer-Aided Design
CNC	Computer Numerical Control
DIN	Deutsches Institut für Normung
ECAP	Equal Channel Angular Pressing
E-Modul	Elastizitätsmodul
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
HMI	Human-Machine-Interface
ISO	International Organisation for Standardisation
KSS	Kühlschmiermittel
NC	Numerical Control
PEEQ	Equivalent Plastic Strain
POM	Polyoxymethylen
SPIF	Single Point Incremental Forming
WST	Werkstück
WZ	Werkzeug
WZM	Werkzeugmaschine

Formelzeichen

Symbol	Beschreibung	Einheit
α_{inh}	Inhomogenitätswinkel	°
α_k	Keilwinkel	°
α_T	Werkzeugwinkel	°
σ	Spannung	MPa
φ	Umformgrad	
φ_{inkr}	Inkrementeller Umformgrad	
ε	Dehnung	%
τ_R	Reibschubspannung	MPa
ω	Winkelgeschwindigkeit	rad/s
λ	Schlankheitsgrad	
A_t	Gesamtdehnung	%
d	Durchmesser	mm
$F_{K,krit.}$	Kritische Knicklast	N
F_{vorsp}	Vorspannkraft der Feder	N
h	Hubamplitude	mm
h_{eff}	Effektive Hub oder Werkzeugeindringtiefe	mm
HM	Martenshärte	N/mm ²
HZ	Hubzahl bzw. Hubfrequenz	Hz
k	Materialkonstante	
K_n	Maschinenkonstante	[-]
l	Länge	mm
l_0	Länge vor dem Umformen	mm
l_1	Länge nach dem Umformen	mm
l_h	Vorschublänge pro Hub	mm
L_{inh}	Länge des Bereiches mit ungleichmäßigen Durchmessern	mm
L_K	Knicklänge	mm
l_{K1}, l_{K2}	Hebelarm an der Keilverstellung	mm
n	Drehzahl Hauptantrieb	U/min
N	Anzahl der Schläge	[-]
n_T	Anzahl der Werkzeugsegmente	[-]
n_{ZR}	Anzahl der Zylinderrollen	
p	Druck	N/mm ²
P_A	Positionsabweichung	μm
P_{SI}	Positionierunsicherheit	μm
r_a	Äußerer Wälzkreis der Zylinderrollen	mm
r_i	Innerer Wälzkreis der Zylinderrollen	mm

R_{erz}	Ersatzfederkonstante	N/mm
$R_{p0,2}$	Dehngrenze	MPa
s	Werkzeugspalt	mm
SH	Schließhub	μm
t	Zeit	s
ü	Übersetzung	[-]
U_i	Umkehrspanne	μm
V	Volumen	mm^3
v_f	Axialvorschubgeschwindigkeit	mm/s
v_r	Radiale Vorschubgeschwindigkeit des Werkzeuges	mm/s
w	Winkel	°
ω_{KW}	Winkelgeschwindigkeit der Knetwelle	rad/s
ω_{rel}	Relative Winkelgeschwindigkeit	rad/s
X_{RZ}	Radiale Zustellung eines Werkzeuges	mm
Δz	Federweg	mm
Z_{KV}	Axiale Strecke an der Keilverstellung	mm

1 Einleitung

In den letzten zwei bis drei Dekaden haben sich zahlreiche Forschungen mit dem Thema der Miniaturisierung befasst. Ein Grund dafür ist die immer weiter ansteigende Nachfrage nach miniaturisierten Bauteilen in der Medizin, der Telekommunikation, dem Automobilbau und der Unterhaltungselektronik. Diese Nachfrage geht mit hohen Funktionsdichten sowie hohen Genauigkeitsanforderungen einher. Es wird angestrebt, Bauteile herzustellen, die möglichst viele Funktionen erfüllen und sehr präzise sind. Da es noch keine allgemeingültige Methodik zur Auslegung und Fertigung solcher Mikrobauteile gibt, werden vermehrt Anstrengungen für die Bereitstellung von Fertigungsprozessen und für das Verständnis der Abläufe während der Mikrobearbeitung unternommen. Die Anpassung bekannter Fertigungsprozesse oder die Entwicklung neuer Prozesse für die Mikrobearbeitung ist in vielen Fällen notwendig, da im Mikrobereich besondere Phänomene, wie z.B. Größeneffekte, auftreten können. Diese Effekte, die im Makrobereich keine oder nur eine untergeordnete Rolle spielen, können die Fertigung der Mikrobauteile erschweren, ebenso können einige Erkenntnisse aus dem Makrobereich über die Bauteileigenschaften nach der Bearbeitung ihrer Gültigkeit verlieren. Größeneffekte können zu einem früheren Versagen im Prozess oder zu einem unerwarteten Festigkeitsverhalten führen.

Die Mikrobearbeitung ist kein neues Fertigungsgebiet, denn bereits im 18. Jahrhundert wurden mechanische Taschenuhren hergestellt, die zum Teil aus sehr kleinen metallischen Komponenten bestanden. Während in dieser Zeit die Fertigung der Mikrobauteile hauptsächlich auf Empirie und „trial and error“ basierte, entwickelte sich eine wissenschaftliche Herangehensweise. So wurde die Mikrobearbeitung durch die Fotolithographie und später durch Zerspanen, z.B. Mikrofräsen, intensiv erforscht. Heutzutage wird versucht, die spezifischen Vorteile weiterer Fertigungshauptgruppen zu nutzen. Ein Beispiel sind Umformverfahren, die sich für die Massenfertigung eignen und eine optimale Ausnutzung der Werkstoffe ermöglichen. So haben sich Prägen, Fließpressen und Tiefziehen für die Mikrofertigung etabliert. Weitere Umformprozesse mit anderer Kinematik, wie das inkrementelle Umformen, werden zwar in der Fertigung eingesetzt, sind aber nur wenig bis gar nicht wissenschaftlich untersucht worden.

Im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 747 „Mikrokaltumformen“ (SFB 747) werden Grundlagenforschungen zur Fertigung und Charakterisierung von metallischen Mikrobauteilen betrieben. Mehrere Prozesse zum Kaltumformen sowie messtechnische und Charakterisierungsmöglichkeiten werden untersucht. Ein Großteil der Untersuchungen in dieser Arbeit wurde im Zuge dieser Forschung durchgeführt. Bei dem Fertigungsprozess in dieser Arbeit handelt es sich um das Rundkneten, welches ein inkrementeller Umformprozess für Stangen und

rohrförmige Bauteile ist. Vor den vorliegenden Untersuchungen wurde der Prozess vorwiegend im Makrobereich erforscht. Wissenschaftlich belegte Untersuchungen zur Reduzierung von Durchmessern ≥ 4 mm zeigen, dass das Rundkneten spezifische Vorteile wie eine geringere Umformkraft als zum Beispiel beim Schmieden aufweist und dass sich die Bauteileigenschaften bedingt durch den Belastungszustand beeinflussen lassen, z.B. Bildung von Druckeigenspannungen. Ausgehend von den erwähnten Vorteilen und entsprechend den Erfahrungen aus der Praxis ist zu erwarten, dass sich das Rundkneten hervorragend für die Herstellung von Mikrobauteilen eignet.

Um belastbare Aussagen zur Eignung des Rundknetens für die Mikroumformtechnik machen zu können, werden die zwei Hauptverfahrensvarianten des Rundknetens, das Einstechen und das Vorschubrundkneten, betrachtet. Die Schwerpunkte dabei sind die Beherrschung des Werkstoffflusses beim Rundkneten von Mikrobauteilen und das Erlangen von tiefergehendem Wissen über den Prozess. Neben einer detaillierten und auf den Mikrobereich bezogenen Beschreibung der Kinematik des inkrementellen Umformprozesses wird eine Versuchsanlage aufgebaut, mit der die Umformversuche durchgeführt werden können. Die im Vorfeld der experimentellen Untersuchungen durchgeführten geometrischen Betrachtungen und die FEM-Modellierung ermöglichen Einblicke in die Abläufe, wie z.B. das Werkstoffverhalten, die anders nur schwer zugänglich sind. Für die experimentellen Untersuchungen werden die relevanten Einflussparameter identifiziert und mit dem Ziel betrachtet, allgemeingültige Aussagen für das Mikrorundkneten zu treffen und die Prozessgrundlagen weg von der Empirie in Richtung ingenieurwissenschaftlich basierten Wissens zu bewegen. Die Arbeit wird mit Ansätzen und Beispielen zur Produktivitätssteigerung und zur Erweiterung der herstellbaren Geometrien abgeschlossen.

2 Stand der Kenntnisse und Zielsetzung

2.1 Stand der Kenntnisse

Das Rundkneten wurde Ende des 19. Jahrhunderts in den USA erfunden und zunächst nur als Hilfsoperation, z.B. zum Anspitzen, eingesetzt [Kie03]. Ab Mitte des 20. Jahrhunderts war das Interesse am Rundkneten so groß, dass erste wissenschaftliche Untersuchungen durchgeführt wurden [Mäk55] [Uhl63] [Lah73]. Diese Untersuchungen bezogen sich sowohl auf die Bauteile und das Verfahren als auch auf die Maschinen. Obwohl die meisten Arbeiten experimenteller Natur waren, gab es auch mehrere Untersuchungen, die sich mit der Modellierung und der analytischen Betrachtung des Prozesses beschäftigten. Aufgrund der Fortschritte in der Computertechnik durch die hohe Rechenleistung kommen inzwischen verstärkt FE-Methoden zum Einsatz.

Das Rundkneten ist ein Verfahren zur Querschnittsreduzierung von Rohren, Stäben und Drähten. Es ist dem Umformen nach DIN 8582 untergeordnet. Die Hauptgruppe Umformen unterteilt sich in fünf Untergruppen: Druckumformen, Zugdruckumformen, Zugumformen, Biegeumformen und Schubumformen. Das Rundkneten gehört hier zu den Druckumformverfahren und zu der Untergruppe Freiformen. Der Prozess wird sowohl kalt als auch warm ausgeführt. Dabei erfolgt das Umformen in kleinen Schritten im Knetkopf. Folgende Vorteile des Kaltumformens [Klo06] [Kuh97] gegenüber dem Warmumformen und dem Zerspanverfahren gelten gleichermaßen für das Rundkneten:

- Kein Energieaufwand für die Erwärmung
- Geringer Einfluss der Umformgeschwindigkeit
- Keine Werkstoffverluste und keine Nachbehandlung wegen Zunderbildung
- Keine Maßabweichung durch Schwindung
- Bessere Oberflächengüte
- Steigerung der Bauteilfestigkeit
- Ungestörter Faserverlauf

Zusätzlich zu den oben genannten Vorteilen kann das Potenzial zur Gewichtseinsparung als ein besonderer Vorteil des Rundknetens betrachtet werden, der vor allem in der Automobilindustrie zum Tragen kommt [Sch84] [Rau92]. In der Automobilindustrie wird das Rundkneten dazu benutzt, schwere Massivteile weitestgehend durch hohle Bauteile zu ersetzen, mit dem Ziel, das Fahrzeuggewicht zu reduzieren, was wiederum Einfluss auf den Kraftstoffverbrauch und somit

auf die Umwelt hat. Durch die Kaltverfestigung und eine angepasste Gestaltung halten die Hohlbauteile vergleichbare oder höhere Belastungen als die massiven zerspannten Varianten aus. Im Vergleich zur Zerspannung muss beim Rundkneten mit höheren Werkzeugkosten gerechnet werden. Die Nachteile des Kaltumformens wie ein großer Kraft- und Arbeitsbedarf sowie ein stark eingeschränktes Umformvermögen [Eck10] [Klo06] sind nur bedingt gültig für das Rundkneten, da aufgrund des Spannungszustandes und des inkrementellen Charakters des Prozesses vergleichbar niedrigere Kräfte für das Umformen benötigt werden. Metallische Werkstoffe mit Zugfestigkeiten bis zu 1200 MPa lassen sich noch gut rundkneten [Mül88]. Rundgeknetete Teile werden als Großserienprodukte in den unterschiedlichsten Anwendungen eingesetzt.

Nachfolgend werden wichtige Untersuchungen zum Rundkneten vorgestellt. In seinen Arbeiten [Uhl63] [Uhl67] stellte Uhlig wesentliche Grundlagen zum allgemeinen Verständnis des Rundknetens auf und ging besonders auf die Kinematik und die im Prozess wirkenden Kräfte ein. Außerdem grenzte er das Rundkneten gegenüber anderen Prozessen wie Ziehen und Recken ab. Die Schwerpunkte bei Müller waren hingegen die möglichen Anwendungen des Rundknetverfahrens, die Bewertung der Prozessergebnisse und die Analyse der Spannungen. Letztere wurde mit Hilfe einer FE-Methode durchgeführt [Mül97]. Bezogen auf die werkstoffspezifischen Fragestellungen stand im Wesentlichen der Einfluss des Rundknetens auf das Materialverhalten im Vordergrund. Bekannte Arbeiten in diesem Bereich stammen beispielsweise von Grabianowski, Danda, Ortner und Schrank [Gra90] [Grab90a] [Gra83] [Gra80] [Ort82] [Wor85]. Grabianowski konnte durch seine Untersuchungen zeigen, dass die Verfestigung bei rundgekneteten Kupferstäben ($d_0 = 14$ auf $d_1 = 12$ mm, 8 mm und 4 mm) vom Inneren der Probe zur Randschicht hin abnimmt [Gra80]. Er begründete diese Erscheinung damit, dass die Versetzungsstruktur im Kern vergleichbar mit der einer einsinnigen Beanspruchung ist, während sie in Richtung der Oberfläche mit der einer zyklischen Beanspruchung vergleichbar ist. Dieses Verhalten unterscheidet sich komplett von dem des gezogenen Kupfers, bei dem eine höhere Härte im Randbereich als im Inneren der Proben festgestellt wurde [Gra83], war aber ähnlich mit der Härteverteilung in Aluminiumstäben nach dem Rundkneten [Ort82]. In [Gra88] wurde außerdem gezeigt, dass sowohl mit flachen als auch mit konkaven Werkzeugen der Härteverlauf in Kupferstangen nach dem Vorschubrundkneten ebenfalls vergleichbar war. Des Weiteren untersuchte Grabianowski den Einfluss der Rotation des Werkstücks auf die Verfestigung [Gra90].

Die meisten Untersuchungen zur Simulation des Rundknetens beschäftigen sich hauptsächlich mit der Ermittlung der Umformkräfte, der Eigenspannungen [Gär99] [Sch95] [Sch98] [Koc16] sowie des Werkstoffflusses. Piela ging in seinen Arbeiten beim Rundkneten von einem axial-

symmetrischen Problem aus und nutzte die FEM, um den Werkstofffluss und die Spannungszustände zu bestimmen [Pie97]. Der Werkstofffluss war auch bei Paukert [Pau84] Thema. Er nutzte die Methode der Visioplastizität aus, um den Werkstofffluss beim Radialumformen sichtbar zu machen und die damit verbundenen Materialeigenschaften zu ermitteln. Obwohl das Radialumformen leicht vom Rundkneten abweicht, lassen sich die grundlegenden Erkenntnisse der Untersuchung auf das Rundkneten anwenden [Lip81] [Ste84]. Aufgrund der Kinematik und der Kontaktverhältnisse zwischen Werkzeug und Werkstück beim Rundkneten bietet es sich an, den Prozess in 3D zu simulieren, dies bedeutet aber einen hohen Aufwand an Rechenleistung und Zeit. Deshalb befasste sich Fritsche in seiner Arbeit mit der Möglichkeit, die Simulation von inkrementellen Umformprozessen zu beschleunigen [Fri07]. Chung-Ho hingegen behandelte die Vereinfachung der Simulation für das Kaltmassivumformen im Allgemeinen [Lee91]. In [Gro07] wurde über die unterschiedlichen Methoden zur Simulation von inkrementellen Massivumformprozessen berichtet. Rong et al untersuchten in ihren Arbeiten den Einfluss einerseits der Vorschubgeschwindigkeit auf die Dehnungsverteilung [Ron06] und andererseits der Schlagfrequenz auf unterschiedliche Parameter wie Eigenspannungen, Dehnung und Temperatur [Ron07] beim Rundkneten von quadratischen Stangen aus Reinmagnesium. Dabei stellten sie eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment bei Geometrie und Temperaturverteilung fest. Des Weiteren wurde in [Ame07] und [Gha08] über die Simulation des Radialumformens von Rohren mit und ohne Dorn berichtet.

Weitere Arbeiten zum Rundkneten befassten sich im Wesentlichen mit der experimentellen Analyse des Prozesses. Dabei ging es unter anderem um die Fertigungsgenauigkeit, die Verfahrensgrenzen und die auftretenden Prozessfehler [Uhl67] [Krü96] [Hau96] [Hei00]. Die Abweichung vom Solldurchmesser wurde einerseits durch das Maschinenverhalten, die Auffederung des Knetwerks, [Uhl67] [Hau96] und andererseits durch die Werkzeuggestaltung, die Kinetik (Vorschubgeschwindigkeit) und den Werkstückwerkstoff begründet. Die richtige Parameterauswahl ist entscheidend für die Einhaltung der Fertigungstoleranzen. Sahoo et al. kamen in ihrer Arbeit zu dem Schluss, dass durch den Einsatz der statistischen Methode Six-Sigma die Qualität von rundgekneteten Bauteilen optimiert werden kann, indem optimale Prozessparameter zur Reduzierung der Eigenspannung ermittelt wurden [Sah08]. Der Einfluss der Wärmebehandlung für unterschiedliche Werkstoffe nach dem Rundkneten findet Niederschlag in [Kat08] [Ibr10]. Bekannt sind für einige Komponenten auch Studien zum Substituieren anderer Fertigungsmethoden durch das Rundkneten [Lim09]. Neuere Untersuchungen weisen auf das Potenzial des Rundknetens zur Einstellung von Feinstkörnern (Ultra Fine Grain- UFG) im Material durch eine starke Verformung hin [Ale07] [Bru11] [Abd13] [Che15]. Am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen der Technischen Universität

Darmstadt wurde zu diesem Zweck eine abgewandelte Form des Rundknetens, das Equal Channel Angular Swaging, eingesetzt [Bru11]. In [Abd13] wird das Vorschubrundkneten ohne jegliche Veränderung der Prozessführung verwendet, um eine hochgradige plastische Verformung (Severe Plastic Deformation, SPD) in Reinaluminium zu realisieren. Dafür wurden die Bauteile mit sehr hohen Umformgraden stark belastet. Hierbei wurde für Umformgrade über 3 eine Sättigung der Härte im Bauteil festgestellt. In [Ale07] wurden unterschiedliche Prozesse dargestellt, mit denen eine hochgradige plastische Umformung möglich ist. Dazu zählte das Radialumformen. In [Gro17] wird die Herstellung von sensorischen Maschinenelementen durch Rundkneten erläutert.

Alle zuvor beschriebenen Untersuchungen haben gemeinsam, dass der Zieldurchmesser d_1 der Bauteile zwischen 3 mm und 175 mm lag. Zwar wurde über Miniaturstrukturen in rundgekneteten Bauteilen berichtet, d_1 lag aber stets über 3 mm. Lu et al. haben Kupferrohre mit Längsrillen im Inneren rundgeknetet, die Breite des Berges zwischen zwei Rillen lag danach unter 100 μm [LuL13]. Rundgeknetete Mikrobauerteile haben also bislang nur wenig bis gar keine Beachtung bei wissenschaftlichen Untersuchungen gefunden. Gemäß der CIRP-Definition sind Mikrobauerteile Bauteile oder Strukturen mit mindesten zwei Dimensionen kleiner 1 mm [Gei01]. Altin et al definieren die Mikrobearbeitung als die Fertigung von Produkten mit Funktionsmerkmalen oder mit mindestens einer Abmessung im Mikrometerbereich. Die Produkte sind dabei durch eine hohe Funktionsintegration und eine hohe Zahl an Komponenten charakterisiert [Alt03]. Hsu beschreibt die Mikrobearbeitung als Technologie zur Fertigung von Komponenten mit Abmessungen zwischen 1 μm und 1 mm [Hsu02]. Abgesehen von der Halbleiterelektronik sind Mikrobauerteile beispielsweise in der Medizin für minimal-invasive Operationen für präzises Arbeiten und für Implantate im Einsatz. Weitere Gebiete sind die Unterhaltungselektronik und die Transporttechnik. Durch eine Darstellung von Hsu wird die historische Tragweite der Mikrobearbeitung deutlich. Denn die Miniaturisierung, die besonders nach dem Zweiten Weltkrieg an Bedeutung gewann [USC91], und die Erhöhung der Funktionsdichte von Bauteilen haben einen nennenswerten Beitrag zur digitalen Revolution geleistet. Der Beginn dieser Revolution, auch mikroelektronische oder dritte Revolution genannt, wird auf Anfang des 21. Jahrhunderts gesetzt [Hil11]. Obwohl seit 2011 von der Industrie 4.0 gesprochen wird, die eine Einleitung in die vierte Revolution darstellt, bleibt die Miniaturisierung ein wichtiger Bestandteil der Fertigungstechnik. Das Design und die Fertigung von Mikrobauerteilen sind interdisziplinär. Know-how aus unterschiedlichen Bereichen wie Elektrotechnik, Materialwissenschaft, Chemie, Biologie, Maschinenbau und Verfahrenstechnik wird benötigt. Bezogen auf das Arbeitsprinzip der Prozesse ist zu sagen, dass die Fertigung von Mikrobauerteilen hauptsächlich durch Schmelzen, Verdampfen, Ablation, Auflösen, Erstarrung und plastische Deformation erfolgt [Mas00] [Qin10].

Dabei kommen sowohl bereits etablierte als auch neue und speziell auf die Herausforderungen der Mikrobearbeitung angepasste Fertigungsmethoden zum Einsatz. Umformprozesse gelten als gut geeignet für die Massenfertigung [Mes98] und werden häufiger für die Fertigung von Mikrobautteilen verwendet. Dafür hat sich der Begriff Mikroumformen durchgesetzt.

Geiger et al. untersuchten das Biegen von Blechen und kamen zu dem Schluss, dass die Miniaturisierung zu einer Änderung der Randbedingungen beim Umformen führen kann [Gei96]. In einem weiteren Beitrag fassten sie die Herausforderungen des Mikrobereiches sowie einige Ergebnisse zum Einfluss der Miniaturisierung zusammen [Gei01]. In [Gro04] ging es um die Optimierung von Umformpressen für das Mikroumformen durch den Einsatz einer neuen Simulationsmethode. Messner et al untersuchten das Stauchen von Mikroproben. Dabei berücksichtigten sie Größeneffekte bei der Ermittlung der Eingangsdaten [Mes94]. Qin et al beschrieben die Herausforderungen des Mikroumformens und gingen besonders auf die Entwicklung von Maschinen und Werkzeugen für das Mikroumformen sowie auf die Handhabung der Mikrobautteile [Qin06] ein. Das Mikroumformen ist wie auch alle anderen Mikrobearbeitungsprozesse hauptsächlich aufgrund von Größeneffekten nicht immer als reine Skalierung auf kleinere Dimensionen des Umformens aus dem Makrobereich realisierbar [Alt03] [Che06] [Eng06]. Vollertsen beschreibt Größeneffekte als eine "Abweichung von den intensiven (z.B. Temperatur, Dichte, spezifische Wärme) oder den proportional extrapolierten extensiven (z.B. Masse, Volumen, Trägheitskraft) Größen eines Prozesses, wenn die geometrischen Abmessungen skaliert werden" [Vol08]. Er unterscheidet drei Kategorien von Größeneffekten mit weiteren Unterteilungen, wie in Bild 2-1 zu sehen ist. Diese Kategorien sind die Dichte, die Form und die Mikrostruktur.

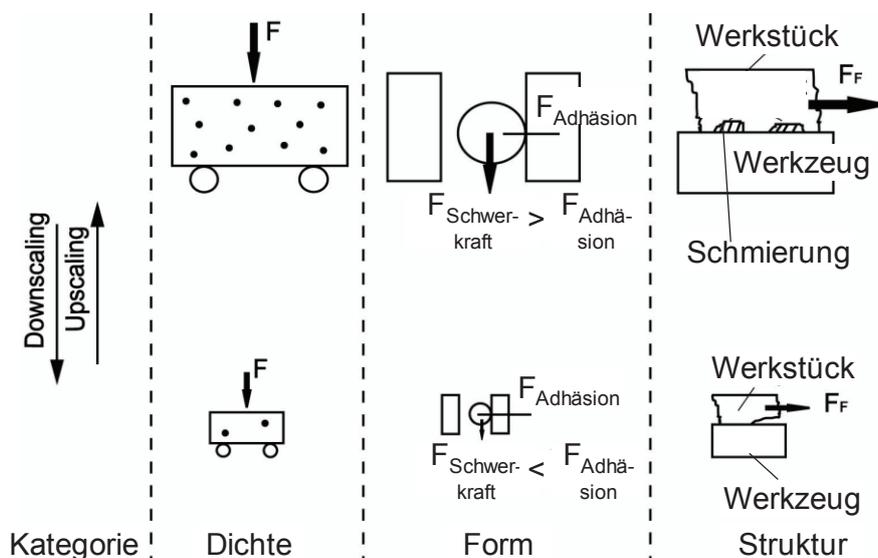


Bild 2-1: Kategorien der Größeneffekte nach [Vol08]

Eine weitere Unterteilung der Größeneffekte ist in [Gee06] zu finden. Dort werden sie in Größeneffekte erster und zweiter Ordnung unterteilt. Nachfolgend wird auf einige Untersuchungsergebnisse zu den Größeneffekten beim Mikroumformen eingegangen. Die am häufigsten berichteten Größeneffekte sowohl in der Blech- als auch in der Massivmikroumformung beziehen sich auf die Umformkräfte, die Fließspannung, die Reibung und die Geometrie. Vollertsen et al zeigten, dass die Stempelkraft beim Mikrotiefziehen stärker streut als im Makrobereich. Die Streuung der maximalen Kraft für die gleiche Einstellung lag bei ca. 37 % im Mikrobereich und nur bei 3,8 % im Makrobereich [Vol07]. In [Rau01], [Eng02] und [Kal00] wurde ebenfalls von der Streuung der Prozesskräfte berichtet. Beim Mikroausstanzen von poly- und einzelkristallinen Mikrobauanteilen waren eine gute Reproduzierbarkeit bei den ersteren und eine starke Streuung in Verlauf und Amplitude der Kraft bei den zweiten festzustellen. Diese Abweichung wird durch die unterschiedliche Orientierung der einzelnen Körner und die Anisotropie verursacht.

Im Mikrobereich steigt bei weiteren Miniaturisierungen das Verhältnis der Oberfläche zum Volumen stark an. Dadurch werden Effekte oder Einflüsse, die mit der Oberfläche zusammenhängen, immer wichtiger. Einer von diesen Effekten ist die Reibung. In den letzten Jahren wurden zahlreiche Untersuchungen zum Einfluss der Bauteil- sowie der Korngröße auf die Reibung durchgeführt [Eng02] [Vol06] [Kri07] [Mor07]. Vollertsen und Hu nutzten eine neue Testmethode zur Ermittlung der Reibkoeffizienten beim Tiefziehen von Aluminiumblechen mit unterschiedlichen Dicken unter dem Einsatz unterschiedlicher Stempeldurchmesser und fanden heraus, dass die Reibung steigt, wenn die Dimensionen der Bauteile kleiner werden [Vol06]. In [Gei95] wurden ähnliche Ergebnisse bei Drucktests an Ringen aus Messing (CuZn15) mit unterschiedlichen Durchmessern und unterschiedlichen Korngrößen gefunden. Der Anstieg der Reibung bei der Miniaturisierung war noch deutlicher für Ringe mit gröberen Körnern. Engel und Eckstein berichteten in [Eng02] über die Double-Cup-Extrusion (DCE) zur Untersuchung des Einflusses der Miniaturisierung auf die Reibung. Für Proben mit Durchmesser zwischen 0,4 mm und 5 mm wurde experimentell ein Anstieg der Reibung mit der Miniaturisierung festgestellt. Dieses tribologische Verhalten begründeten sie mit dem Modell der offenen und geschlossenen Schmiertaschen [Eng02] [Eng06]. Dabei haben geschlossene Schmiertaschen einen reibungsmindernden Effekt, da Schmiermittel im Gegensatz zu den offenen Taschen während des Prozesses festgehalten wird. Mit der Miniaturisierung erhöht sich der Anteil der offenen Taschen und die Reibung steigt an. Die Untersuchung der Reibung beim Fließpressen von geometrisch ähnlichen Mikropins (Mikrostecker) in [Kri07] ergab, dass der Reibkoeffizient gleichbleibt, bis der gepresste Bereich kleiner als 1 mm ist. Für kleinere Durchmesser sinkt der Reibkoeffizient merklich. Dieser Befund unterscheidet sich von den zwei zuvor erwähnten. Die

Autoren führten diesen Unterschied auf die Tatsache zurück, dass hier ohne Schmierung gearbeitet wurde. Größeneffekte führen außerdem zu Formabweichungen [Rau01] [Eng02] [Ege04] [Par11] und zu Änderungen im Verformungsverhalten [Par11]. Parasz et al untersuchten beispielsweise die Fertigung von Mikropins (Mikrostecker) durch Fließpressen und stellten fest, dass für gleichbleibende Geometrien Pins mit weniger Körner entlang des Durchmessers (ca. 4 Körner) verbogen aus dem Prozess kamen. Pins mit mehreren Körnern blieben hingegen gerade [Par07].

2.2 Zielsetzung und Vorgehen

Die Analyse der Literatur zum Thema Rundkneten lässt erkennen, dass bis vor ca. 10 Jahre alle Untersuchungen im Makrobereich angesiedelt waren. Unterschiedliche Werkstoffe, Umformgrade und Prozessführungen wurden wissenschaftlich untersucht, aber in keiner der Untersuchungen wurde die Mikrobearbeitung berücksichtigt. Frühere Untersuchungen über Rundkneten geben keine Hinweise darauf, dass das Mikrorundkneten als eine Skalierung des Prozesses aus dem Makrobereich betrachtet werden könnte. Denn dadurch wäre das vorhandene Wissen übertragbar. Vielmehr ist davon auszugehen, dass genauso wie bei zahlreichen Prozessen sowohl zum Blech- als auch zum Massivumformen Größeneffekte das Mikrorundkneten beeinflussen können. Dennoch ist nicht vorhersehbar, welche Effekte mit welcher Intensität das Mikrorundkneten beeinflussen. Deshalb galt es, diese Wissenslücke zu schließen. Gegenstand dieser Arbeit war daher die systematische Untersuchung der Eignung des Rundknetens für die Herstellung von Mikrobauteilen. Es sollen Grundlagen für einen breiten Einsatz des Rundknetens für die Fertigung von Mikrobauteilen geschaffen werden. Dafür war wichtig, zum einen die Prozessgestaltung für den Mikrobereich zu analysieren und zum anderen die Erzeugnisse zu charakterisieren. Bei der Prozessgestaltung ging es um das Zusammenspiel zwischen der Maschine und dem Werkstück. Hierbei musste das Mikrorundkneten im Hinblick auf das Maschinen- und Bauteilverhalten, das Versagen im Prozess und den Werkstofffluss untersucht werden. Mit der Charakterisierung der Erzeugnisse wurden Fragen über Abmessungen und erreichbare Toleranzen sowie über die mechanischen Eigenschaften geklärt. Bild 2-2 zeigt schematisch das Verhältnis zwischen den Werkzeugen und dem Werkstück beim Rundkneten in Makro- und im Mikrobereich.

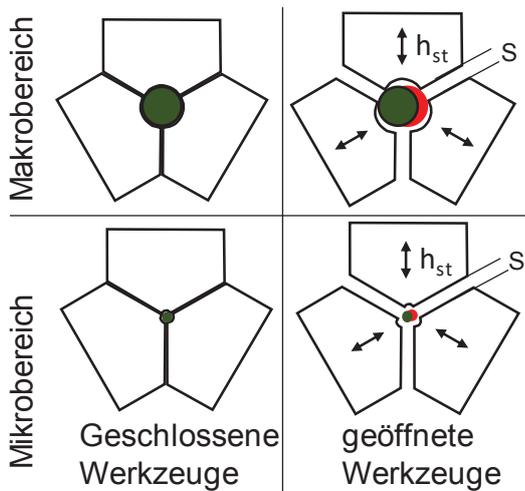


Bild 2-2: Geometrische Bedingungen beim Rundkneten in Makro- und im Mikrobereich

Der Spalt s zwischen den Werkzeugen im vollständig geöffneten Zustand steht im direkten Zusammenhang mit dem radialen Arbeitshub. Aus dieser Darstellung geht hervor, dass der mögliche Arbeitshub deutlich kleiner als der Bauteildurchmesser gewählt werden sollte, um sicherzustellen, dass die Werkstücke nicht in die Werkzeugspalte geraten. Der kleinste mögliche Arbeitshub, bei dem am Werkstück noch plastische Verformung auftritt, also eine Umformung entsteht, wird wiederum durch die Fließgrenze des Werkstückwerkstoffes bestimmt. Ein weiterer wichtiger Unterschied ist die Steifigkeit der Halbzeuge. Während das Flächenträgheitsmoment für zylindrische und massive Halbzeuge im Makrobereich vergleichsweise groß ist, ist es im Mikrobereich hingegen sehr klein, da der Durchmesser mit der vierten Potenz eingeht. Das bedeutet, dass die Steifigkeit der Halbzeuge im Mikrobereich einen größeren Einfluss als im Makrobereich hat und bei der Prozessgestaltung berücksichtigt werden muss.

Für eine genaue Fertigung existieren beim Rundkneten zahlreiche Prozessparameter, die berücksichtigt werden müssen. Aus der theoretischen Analyse des Prozesses und aus der Literaturlauswertung sind Parameter abgeleitet, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersucht werden. In den ersten Schritten soll der Werkstofffluss mit Hilfe einfacher analytischer sowie mit FE-Modellen für unterschiedliche Werkstoffe betrachtet werden. Anschließend sollen rundgeknetete Bauteile mit einem Enddurchmesser kleiner oder gleich 1 mm hergestellt werden. Das Ziel dabei ist die Ermittlung der Prozessfenster, in denen Bauteile sicher umgeformt werden können. Des Weiteren sollen Maßnahmen zur Erweiterung der Prozessfenster erarbeitet werden. Eine Charakterisierung der Bauteile soll Erkenntnisse über ihre geometrischen und mechanischen Eigenschaften liefern. Ferner wird das Maschinenverhalten durch die Erfassung der Prozesskräfte untersucht.

Im Rahmen der Untersuchungen werden vier unterschiedliche metallische Werkstoffe eingesetzt. Überwiegend werden der austenitische korrosionsfreie Stahl 1.4301 (X5CrNi18-10) und das Reinkupfer CW003A (Cu-ETP) untersucht, für ausgewählte Fragestellungen kommen auch das Reinaluminium EN AW-1050A (Al99,5) und der Baustahl S355 (St52.3) zum Einsatz. Zur Charakterisierung der Bauteile und des Prozesses werden folgende Untersuchungen durchgeführt:

- quasistatische Zugversuche und Schwingversuche
- Härtmessungen
- Kraftmessungen
- Erfassung der geometrischen Merkmale
- Bewertung von metallographischen Schliffen

3 Theoretische Betrachtung

Bei der analytischen Betrachtung des Rundknetens im Mikrobereich sollen erste Erkenntnisse zum Prozess gewonnen werden. D.h., die Veränderungen oder Effekte, die bei der Reduzierung eines Werkstoffelementes von einem Ausgangs- zu einem Endzustand auftreten, werden theoretisch erfasst. Die rechnerische Untersuchung eines Prozesses bietet mehrere Vorteile. Zum einen ist mit einer Reduzierung des experimentellen Aufwandes bei einer systematischen Untersuchung zu rechnen. Zum anderen lassen sich Vorgänge mit mathematischen Gleichungen beschreiben und dadurch wird die Möglichkeit einer breiten Parameterstudie eröffnet. Da jedoch bei den meisten Umformprozessen ein mehrachsiger Spannungszustand vorliegt, ist eine Beschreibung der Vorgänge, insbesondere im Werkstoff, mit Hilfe von mathematischen Gleichungen nur mit hohem Aufwand möglich. Gründe hierfür sind z.B. die hohe Anzahl an möglichen Einflussparametern oder die Überlagerung mehrerer Effekte, die sich nicht eindeutig trennen lassen. Durch diese Komplexität wird es notwendig, je nach Prozessart oder Fragestellung Vereinfachungen vorzunehmen. Somit existieren unterschiedliche Ansätze für die rechnerische bzw. theoretische Betrachtung von Umformprozessen. Ausgehend von Untersuchungen anderer Autoren werden für das Mikrorundkneten Rechenmethoden ausgewählt, die Aussagen über den Werkstofffluss, die Prozesskräfte und die Dehnungsverteilung ermöglichen.

Auf Grundlage der Geometrie der Werkzeuge sowie des Bauteils vor und nach dem Umformen können erste Verhältnisse zur Beschreibung des Umformvorganges aufgestellt werden. Die elementare Plastizitätstheorie, angewendet an elementaren Modellen wie dem Scheiben- oder dem Streifenmodell, und das Schrankenverfahren haben sich z.B. für die Ermittlung von Umformkräften und des Arbeitsbedarfs bei vielen Prozessen bewährt. Unter Annahme eines einfachen Geschwindigkeitsfeldes kann mit der Methode der oberen Schranke die Radialkraft berechnet und das Vorhandensein einer Fließscheide nachgewiesen werden. Beim Rundkneten entsteht die Fließscheide als Folge des Werkstoffflusses und beschreibt einen Grenzbereich, von dem aus der Werkstoff in zwei entgegengesetzte Richtungen fließt. Ferner lassen sich durch eine FEM-Berechnung mit einem axialsymmetrischen Modell die Form und das Verhalten der Fließscheide über die Zeit untersuchen. In diesem Kapitel liegt der Fokus ausschließlich auf dem Vorschubrundkneten.

3.1 Prozesskinematik

In der Rundknetmaschine (Knetkopf) entsteht die oszillierende Bewegung der Werkzeuge durch die an den Zylinderrollen vorbeilaufenden Grundbacken. Ausgehend von den Abmessungen in

der Maschine lassen sich die kinematischen Größen des Knetkopfs K_n und HZ berechnen. K_n ist die Maschinenkonstante und HZ ist die Hubzahl, auch Hubfrequenz genannt. Sie gibt die Anzahl der Hübe je Sekunde an. Außerdem kann die Bewegungsgleichung des Werkzeuges mathematisch hergeleitet werden [Hau96] [Gär96]. In Bild 3-1 sind einige Kenngrößen des Knetkopfes dargestellt.

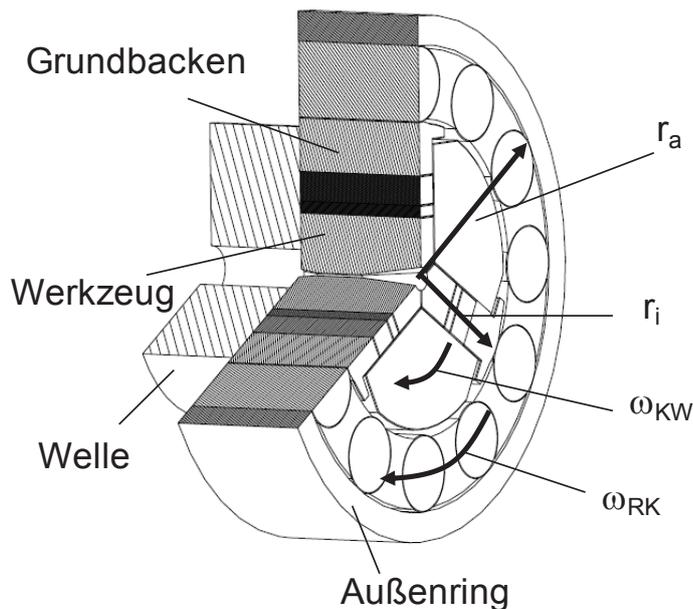


Bild 3-1: Hauptkomponenten und Kenngrößen des Knetkopfes

Die Maschinenkonstante ist ausschließlich abhängig von den Maschinengrößen und lässt sich ausdrücken als

$$K_n = \frac{r_i}{r_a + r_i} \quad \text{Gl. 1}$$

Dabei ist r_a der äußere und r_i der innere Wälzkreis der Zylinderrollen.

Die Hubzahl HZ berücksichtigt die Anzahl der Zylinderrollen im Rollenkäfig und die Drehzahl der Knetwelle.

$$HZ = \frac{\omega_{rel}}{2\pi} n_{ZR} \quad \text{Gl. 2}$$

Die relative Winkelgeschwindigkeit ω_{rel} lässt sich aus der Winkelgeschwindigkeit ω_{KW} der Knetwelle und der Maschinenkonstante ermitteln.

$$\omega_{rel} = \omega_{KW} (1 - K_n) \quad \text{Gl. 3}$$

$$\omega_{KW} = 2\pi \frac{n}{\ddot{u}} \quad \text{Gl. 4}$$

Nach Einsetzen der Gl. 3 und Gl. 4 in Gl. 2 ist

$$HZ = \frac{n_{ZR} (1 - K_n)}{60 \ddot{u}} n \quad \text{Gl. 5}$$

In **Gl. 5** stehen n für die Drehzahl des Hauptantriebes, n_{ZR} für die Anzahl der Zylinderrollen und \ddot{u} für das Übersetzungsverhältnis zwischen der Hauptantrieb- und der Knetwellendrehzahl. Aus dieser Gleichung ist ersichtlich, dass für eine gegebene Rundknetmaschine die Schlagfrequenz nur von der Drehzahl abhängig ist.

In Abhängigkeit von der Grundbackengeometrie besteht die Möglichkeit, für die gleiche Maschine mit unterschiedlichen Hüben zu arbeiten. Dadurch verändert sich nicht nur der Hub-, sondern auch der Geschwindigkeitsverlauf. Bild 3-2 zeigt die Hubverläufe für zwei Schlagfolgen und für Grundbacken mit einem Hub von 0,05 mm, 0,1 mm und 0,2 mm. Dabei ist die Grundform der Grundbacken gleich.

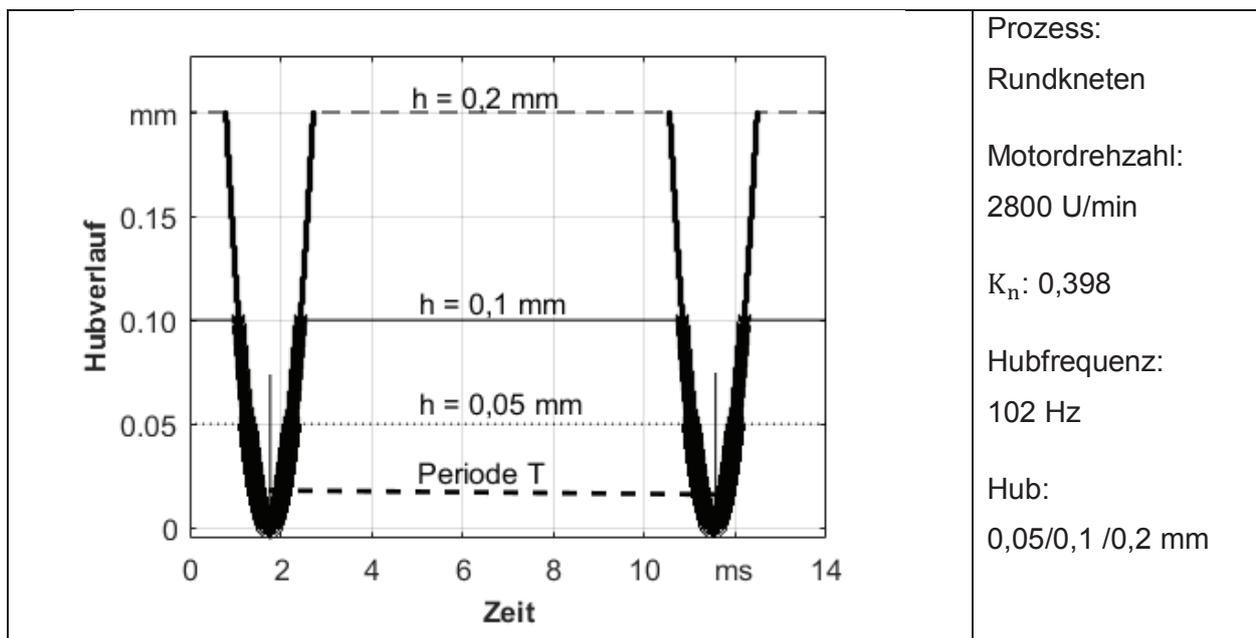


Bild 3-2: Hubverlauf für unterschiedliche Hübe

In Bild 3-2 fallen die unteren Totpunkte (Punkt im Hubverlauf bei 0 mm) für die drei Grundbacken zusammen und die Periodendauer der Hubverläufe ist identisch, da die Hubfrequenz gleich ist. Der Vergleich der drei Grundbacken verdeutlicht, dass die Hubzeit der Werkzeuge, d.h. die Zeit vom oberen zum unteren Totpunkt und wieder zurück, proportional zum Hub ist. Wird der Schließhub als die Hälfte der Hubzeit angenommen, erhöht sich diese Zeit mit dem Hub bei einer

konstanten Periodendauer. Daraus lässt sich die radiale Werkzeuggeschwindigkeit v_{wz} als eine weitere kinematische Größe des Prozesses ableiten.

Da die Axialvorschubgeschwindigkeit des Werkstückes (v_f) besonders im Vorschubverfahren entscheidend ist, stellt sich die Frage nach ihrer theoretischen Grenze im Prozess. Für ihre Berechnung wird der maximale senkrechte Abstand zwischen dem oberen Totpunkt und dem vollständigen Eindringen des Werkzeuges in das Werkstück angenommen. Zu Beginn des Schließhubes entspricht dieser Abstand dem Hub h . Aus der Periodendauer eines Schlages, der Zeit des Schließhubes t_0 und der Zeit für der effektiven Hub $h_{\text{eff}} = h$ lässt sich die maximale axiale Vorschubgeschwindigkeit berechnen [Hau96] .

$$v_{f,\text{max}} = \frac{h}{(T - t_0) \tan \alpha_T} \quad \text{Gl. 6}$$

Gl. 6 setzt voraus, dass die axiale Zustellung des Werkstückes zwischen dem Ende des Schließhubes und dem Beginn des nächsten Schließhubs erfolgt. Für größere Hübe sowie kleine Werkzeugwinkel steigt die Vorschubgeschwindigkeit. Weitere Prozessparameter wie der Umformgrad oder der Werkstoff werden in der Gleichung **Gl. 6** nicht berücksichtigt. In der Tabelle 1 sind einige maximale Vorschubgeschwindigkeiten für unterschiedliche Hübe angegeben. In diesem Fall liegt die Hubzahl bei 102 s^{-1} und der Werkzeugwinkel beträgt 10° .

Tabelle 1: Max. Vorschubgeschwindigkeit (theoretisch) für unterschiedliche Hübe (h)

Hub h (in mm)	0,050	0,100	0,200
t_0 (in ms)	0,482	0,681	0,960
$v_{f,\text{max}}$ (in mm/s)	30,570	62,470	128,910

3.2 Geometrische Betrachtung

Beim Umformen werden sowohl die Masse als auch der Zusammenhalt des zu formenden Halbzeuges beibehalten. Für die Formänderung können Werkzeuge eingesetzt werden, die die Endgeometrie des Werkstückes bestimmen. Somit ist es möglich, aus der Geometrie des Halbzeuges und der Werkzeuge Kenngrößen zum Prozess, z.B. den Umformgrad, abzuleiten. Wichtig für die Charakterisierung des Rundknetprozesses sind der Gesamt- bzw. der inkrementelle Umformgrad, der sich aus der Ausgangs- und der Endgeometrie bzw. aus der Volumenverdrängung bei einem Inkrement berechnen lässt.

3.2.1 Formänderung beim Rundkneten

Beim Umformen wird ein fester Körper durch Anwendung äußerer Kräfte in eine andere Gestalt gebracht, d.h. es findet eine Formänderung statt. Zur Charakterisierung dieser Formänderung wird der Umformgrad, der die plastische Gestaltänderung beschreibt, herangezogen. Da beim Rundkneten das Umformen in kleinen Schritten erfolgt, lassen sich zwei Typen von Umformgraden ermitteln. Der eine bezieht sich auf die einzelnen Schritte, der andere auf die gesamte Formänderung. In Bild 3-3 sind schematisch die Werkzeuge und die Werkstücke mit Angabe der unterschiedlichen Bezeichnungen dargestellt.

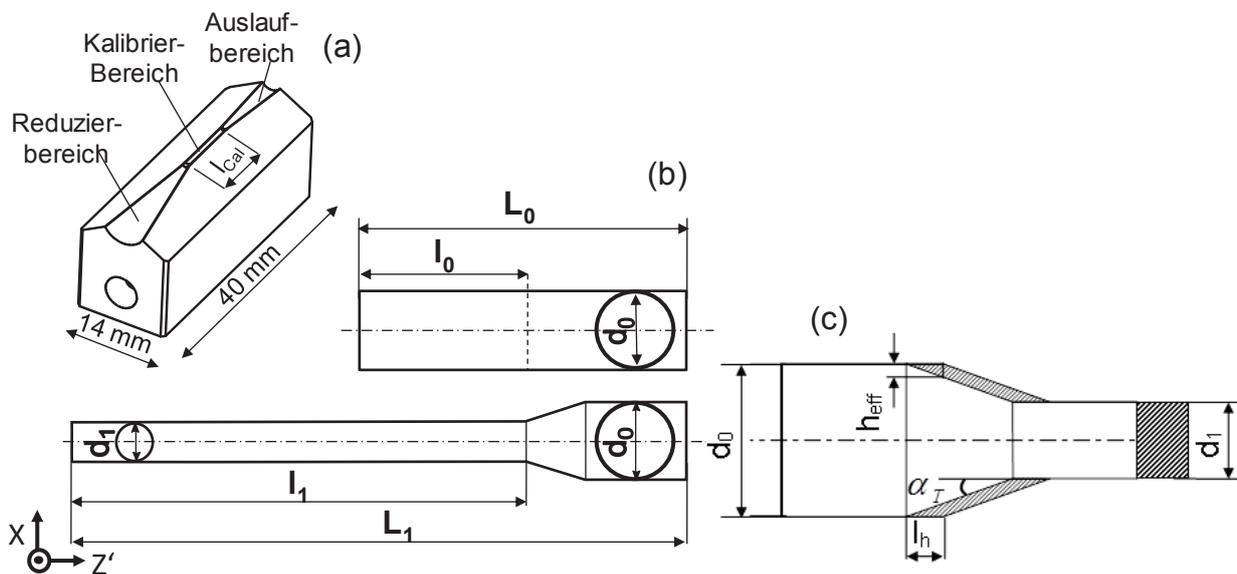


Bild 3-3: Die Geometrien beim Vorschubrundkneten, a) Werkzeug mit den unterschiedlichen Bereichen, b) Werkstück vor (L_0 , l_0 , d_0) und nach dem Umformen (L_1 , l_1 , d_1), c) Verhältnisse beim einem Schlag

Wird ausgehend von einer Stange mit einem Durchmesser von d_0 und einer Länge L_0 ein Abschnitt l_0 auf einen Enddurchmesser d_1 rundgeknetet, verlängert sich dieser aufgrund der Volumenkonstanz auf l_1 und das Werkstück hat eine Gesamtlänge von L_1 . Aufgrund der Volumenkonstanz ist auch bekannt, dass beim Umformen die Summe der Formänderungen in allen Richtungen (Längs-, Radial- und Tangentialrichtung) Null ist (Gl. 7). Dabei sind die Formänderungen in Radial- und Tangentialrichtung beim Rundkneten gleich.

$$\varphi_l + \varphi_r + \varphi_t = 0 \quad \text{Gl. 7}$$

$$\varphi_l = -2 \varphi_r = -2 \ln \frac{d_1}{d_0} = \ln \frac{l_1}{l_0} \quad \text{Gl. 8}$$

Der Gesamtumformgrad (φ_g) oder nominelle Umformgrad (φ_{nom}) bezogen auf den Durchmesser für Stangen und Drähte lässt sich deshalb ausdrücken als:

$$\varphi_g = \varphi_{nom} = 2 \ln \frac{d_0}{d_1} = \ln \left(\frac{d_0}{d_1} \right)^2 \quad \text{Gl. 9}$$

Aus Gl. 8 ist ersichtlich, dass eine weitere Charakterisierung der Formänderung allein durch die Betrachtung der Gestalt selbst erfolgen kann. Bei Stangen und Drähten erfolgt eine Verlängerung der Bauteile aufgrund der Querschnitt- bzw. Durchmesserreduzierung. Durch Umstellung der Gl. 8 lassen sich die Abmessungen der Bauteile ermitteln, z.B. kann die Länge l_1 nach dem Umformen mit Gl. 10 berechnet werden.

$$l_1 = \frac{d_0^2}{d_1^2} l_0 \quad \text{Gl. 10}$$

Für ein Bauteil, dessen Durchmesser nach N Schlägen von d_0 auf d_1 reduziert wird, ist der Gesamtumformgrad unter Berücksichtigung des Umformgrads pro Hub

$$\varphi_g = \sum_{i=1}^N \varphi_{inkr} = \sum_{i=1}^N \ln \left(\frac{d_{0,i-1}}{d_{0,i}} \right)^2 \quad \text{Gl. 11}$$

$$\varphi_g = \ln \left(\frac{d_{0,0}}{d_{0,1}} \right)^2 + \ln \left(\frac{d_{0,1}}{d_{0,2}} \right)^2 + \dots + \ln \left(\frac{d_{0,N-1}}{d_{0,N}} \right)^2 \quad \text{Gl. 12}$$

Durch Einsetzen von $d_{0,0} = d_0$ und $d_{0,N} = d_1$ und Kürzen gleicher Glieder führt Gl. 11 zu der zuvor ermittelten Gleichung Gl. 9. Aus Bild 3-3c lässt sich dann der inkrementelle Umformgrad ausdrücken als:

$$\varphi_{inkr.} = \ln \left(\frac{d_0}{d_0 - 2h_{eff}} \right)^2 \quad \text{Gl. 13}$$

Dabei ist h_{eff} der effektive Hub oder die tatsächliche Werkzeugeindringtiefe bei gegebener Hubzahl HZ der Werkzeuge und v_f die axiale Vorschubgeschwindigkeit des Werkstückes

$$h_{eff} = \frac{v_f}{HZ} \tan \alpha_T \quad \text{Gl. 14}$$

Gleichung Gl. 14 in Gl. 13 liefert

$$\varphi_{inkr.} = \ln \left(\frac{d_0 \text{ HZ}}{d_0 \text{ HZ} - 2 v_f \tan \alpha_T} \right)^2 \quad \text{Gl. 15}$$

Diese hergeleitete Formel entspricht der, die Haug in seiner Arbeit angegeben hat [Hau96]. Bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten erhöht sich die Vorschublänge je Hub l_h und die Formänderung pro Hub steigt, d.h., es wird mehr Volumen pro Hub verdrängt, s. **Gl. 16**

$$V_{st} = v_f \frac{\pi}{\text{HZ}} \left(\frac{d_0^2}{4} - \frac{d_1^2}{4} \right) \quad \text{Gl. 16}$$

Während die gesamte Formänderung beim Vorschubrundkneten nur vom Ausgangs- und Enddurchmesser abhängt (Gl. 9), hängt die inkrementelle Formänderung von der Werkzeuggeometrie (α_T) dem Ausgangsdurchmesser (d_0), der Hubfrequenz (HZ) und der axialen Vorschubgeschwindigkeit (v_f) ab. Bild 3-4 zeigt im Idealfall das Verhalten des Umformgrades und des Volumens bei einem Schlag in Abhängigkeit von der Axialvorschubgeschwindigkeit v_f .

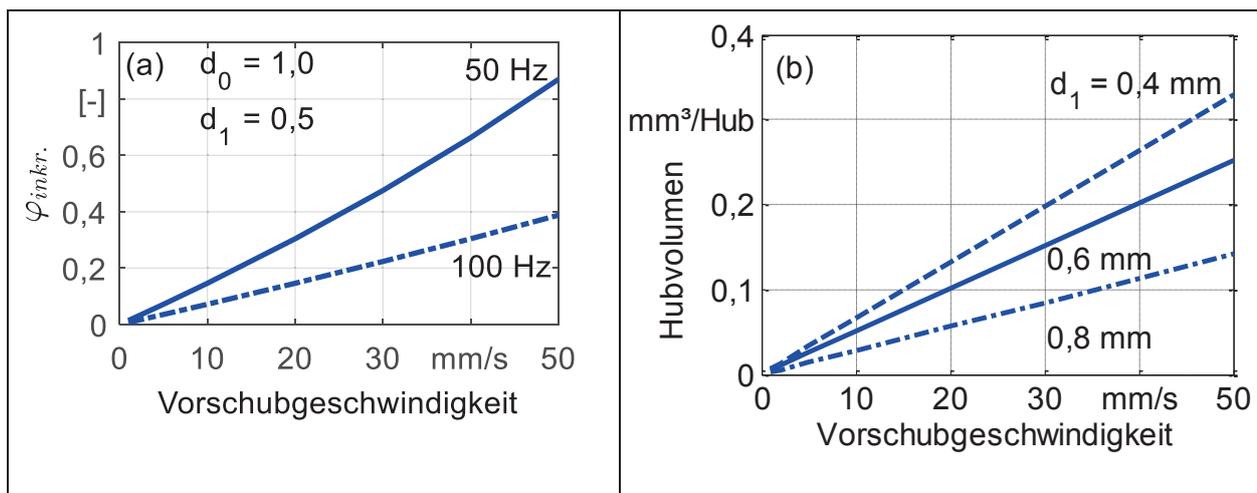


Bild 3-4: Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit (a) auf den inkrementellen Umformgrad und (b) auf das Volumen pro Inkrement

Der Idealfall liegt vor, wenn der Soll-Durchmesser genau erreicht wird. Für die Diagramme in Bild 3-4a und b wird ein Ausgangsdurchmesser von $d_0 = 1$ mm angenommen. Der Anstieg des inkrementellen Umformgrads ist proportional zur Vorschubgeschwindigkeit. Aber bei gleicher Geschwindigkeit ist $\varphi_{inkr.}$ für höhere Hubfrequenzen niedriger, auch weil der effektive Hub h_{eff} , gemäß Gl. 14 kleiner wird. Bei einer gleichzeitigen Vervielfachung von v_f und HZ bleibt der inkrementellen Umformgrad konstant. Für die Betrachtung des Volumens pro Inkrement (Hubvolumen) ist die Angabe des Zieldurchmessers notwendig. In Bild 3-4b ist das Hubvolumen für drei Zieldurchmesser bei einer Hubfrequenz von 100 Hz abgebildet. Es ist eine Erhöhung des

Hubvolumens mit der Vorschubgeschwindigkeit und mit der Durchmesserreduzierung zu erkennen. Das Verhalten des inkrementelles Umformgrades und des Hubvolumens steht in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit.

3.2.2 Bildung des Werkzeugspaltes

Im Makrobereich kommen Maschinen mit bis zu acht Werkzeugsegmenten zum Einsatz und Hübe bis zu 2 mm können realisiert werden. Für die vorliegende Untersuchung wurde eine Maschine mit drei Werkzeugsegmenten verwendet. Während eines Hubes bewegen sich die Werkzeuge vom oberen zum unteren Totpunkt und wieder zurück. Dabei entsteht zwischen zwei sich berührenden Werkzeugen ein Werkzeugspalt s . Bild 3-5 zeigt schematisch die geometrischen Zusammenhänge zwischen dem Werkzeugspalt, dem Werkzeug und dem Hub.

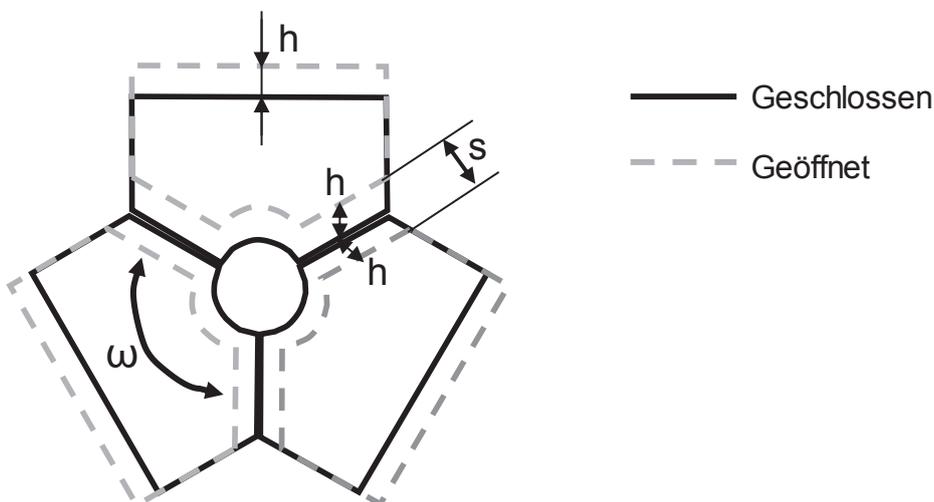


Bild 3-5: Werkzeugspalt s bei drei Werkzeugen

Für die Werkzeuge in den zwei extremen Stellungen (oberer und unterer Totpunkt) lässt sich folgende Beziehung (Gl. 17) für den Werkzeugspalt aufstellen.

$$\sin \frac{\omega}{2} = \frac{s/2}{h} \Rightarrow 2 h \sin \frac{\omega}{2} \quad \text{Gl. 17}$$

Der Winkel ω ergibt sich aus $360^\circ/n_T$, n_T ist hierbei die Anzahl der Werkzeuge in einem Set. In Bild 3-6 ist die Änderung des Werkzeugspalts s in Abhängigkeit vom Hub für drei unterschiedliche Anzahlen an Werkzeugen in einem Werkzeugsatz dargestellt. Aus der Definition der Mikrobauteile ist zu erkennen, dass bereits bei einem Hub $h = 0,5$ mm mit zwei Werkzeugen der Werkzeugspalt genau so groß wie der maximal zu erzielendem Durchmesser ist. Für kleinere

Enddurchmesser bestünde die Gefahr, dass das Werkstück zwischen die Werkzeuge gerät. Es liegen kleinere Werkzeugspalte vor, wenn die Anzahl an Werkzeugsegmenten erhöht wird, was zu der Annahme führen kann, dass mehr Werkzeuge für die Mikrobearbeitung am günstigsten sind. Maschinen mit einer hohen Anzahl an Werkzeuge sind zurzeit aber ausschließlich für den Makrobereich verfügbar. Der Knetkopf, welcher in dieser Arbeit Verwendung findet, wird üblicherweise mit zwei oder drei Werkzeugen betrieben. Gründe hierfür sind der fehlende Platz zur Anbringung mehrerer Werkzeuge im reduzierten Bauraum und die Verformungs- und Bruchempfindlichkeit der einzelnen Werkzeugsegmente bei stark reduzierten Abmessungen. Außerdem kann der steigende Fertigungsaufwand aufgrund der kleinen Abmessungen der Werkzeuge und der Komplexität der Umformzonen erwähnt werden. Laut Maschinenhersteller können Hübe bis 1 mm pro Werkzeuge realisiert werden.

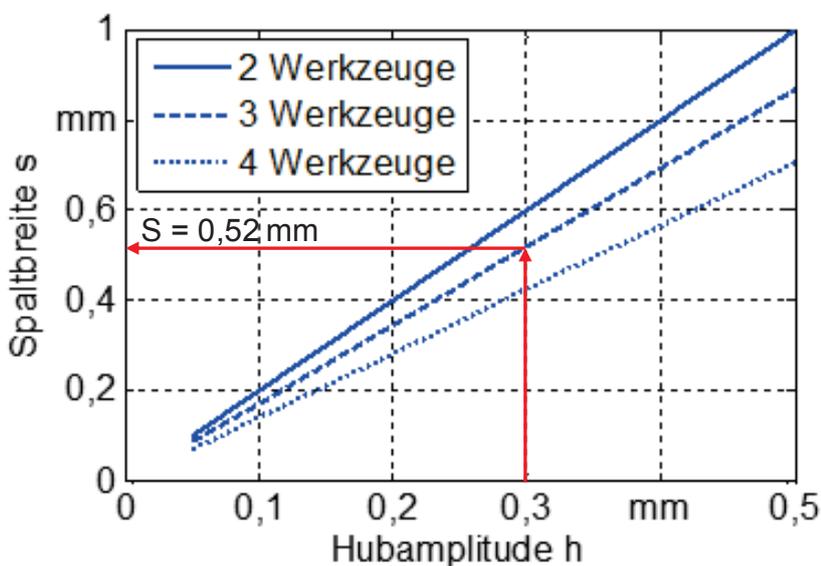


Bild 3-6: Werkzeugspalt in Abhängigkeit vom Hub für unterschiedliche Anzahlen an Werkzeugen

Kleinere Werkzeugspalte können auch mit kleineren Hüben erreicht werden. Voraussetzung dabei ist, dass der ausgewählte Hub die Belastung des Werkstückwerkstoffes über seine Streckgrenze ermöglicht. Der kleinste Hub (h_{min}) für das Einsetzen einer bleibenden (plastischen) Verformung kann überschlägig auf Basis des Hooke'schen Gesetzes ermittelt werden.

$$\sigma = E \varepsilon_d \quad \text{Gl. 18}$$

$$\varepsilon_d = \frac{\Delta d}{d_0} \quad \text{Gl. 19}$$

$$h_{min} \geq \frac{\Delta d}{2} = \frac{\sigma}{2E} d_0 \quad \text{Gl. 20}$$

Dabei ist ε_d die Dehnung bzw. die Stauchung bezogen auf den Durchmesser, σ die Spannung, Δd der Durchmesserunterschied und d_0 der Ausgangsdurchmesser. σ ist gleichzusetzen mit der Dehngrenze. Wenn für Stahl 1.4301 eine Dehngrenze von 360 MPa und ein E-Modul von 200000 MPa angenommen werden, liegt der kleinste Hub für eine Durchmesserreduzierung von 1 mm auf 0,8 mm bei 0,9 μm . Dieses Beispiel zeigt, dass bereits sehr kleine Hübe für das Rundkneten verwendet werden können, jedoch ist mit einem erheblichen Anstieg der Prozesszeiten zu erwarten.

3.3 Modellierung des Vorschubrundknetens mit der FE-Methode

Die FE-Methode bietet die Möglichkeit, einen Prozess realitätsnäher abzubilden und zu berechnen als beispielsweise mit analytischen Modellen. Dabei wird das Werkstück in kleinen finiten Elementen dargestellt. In diesem Kapitel werden im Gegensatz zu den Kap. 3.1 und 3.2 die Geometrien, die Kinematik (Geschwindigkeiten) und das zeitliche Verhalten des Werkstoffflusses betrachtet [Mou14b].

3.3.1 Modellbildung

Für eine realitätsnahe Modellierung von komplexen Umformprozessen ist eine dreidimensionale Darstellung in FEM-Umgebung erforderlich. Nur diese Darstellung ermöglicht die Berücksichtigung aller Fließrichtungen und Einflussgrößen. Hierbei ist jedoch mit einem hohen Rechenaufwand zu rechnen, welcher auf die hohe Anzahl an Elementen zur korrekten Abbildung des Prozesses zurückzuführen ist. Für die Parameterstudien im Rahmen dieser Arbeit wurde eine axialsymmetrische Modellierung des Prozesses ausgewählt. Bei dieser Modellierung wird die Geometrie durch Elemente erzeugt, die rotationssymmetrisch um eine Symmetrieachse angeordnet sind. Trotz der Vernachlässigung einiger wichtige Effekte wie die Drehung des Werkstücks, die Anzahl der Werkzeuge, Schmiegungsänderungen und der tangentialen Werkstofffluss ist ein axialsymmetrisches Modell für viele Anwendungsfälle hinreichend genau. Es können sowohl der Materialfluss in zwei Richtungen als auch die Umformkräfte gut angenähert werden. Zudem liegen die Rechenzeiten weit unter denen der 3D-Modellierung. Auch die erforderliche Neugenerierung eines Elementnetzes, die zur detaillierten Abbildung stark verzerrter Elementbereiche genutzt wird, funktioniert gut. Für das Modell des Mikrorundknetprozesses wird an dieser Stelle der explizite Lösungsansatz verwendet, da es sich um einen hochdynamischen Prozess handelt. Außerdem bietet der explizite Lösungsansatz in diesem Fall gegenüber dem impliziten den Vorteil geringerer Rechenzeiten. Drei Schritte sind

entscheidend bei der Modellbildung. Zunächst werden die Komponenten definiert, welche direkt am Umformen beteiligt sind, dann werden die kinematischen Beziehungen implementiert und schließlich werden die Randbedingungen und die nach der Simulation zu betrachtenden Bedingungen festgelegt. Der reale Prozess wird durch zwei Komponenten abstrahiert: eine Knetbacke (Formwerkzeug) und ein um die Symmetrieachse halbiertes Werkstück (s. Bild 3-7). Die Knetbacke wird als Starrkörper (*Rigid Body*) modelliert, der durch seine unendlich hohe Steifigkeit nicht verformbar ist. Das Werkstück wird als elastisch-plastischer Körper (*Deformable*) modelliert. Das elastische Verhalten des Werkstückwerkstoffes wird durch die Angabe des Elastizitätsmoduls und der Poissonzahl und das plastische Verhalten durch die Implementierung der Fließkurve des Werkstoffes in das Modell berücksichtigt. Als zusätzliche Vereinfachung werden Fließkurven aus der Literatur für Raumtemperatur, welche aus Stauchversuchen ermittelt wurden, verwendet.

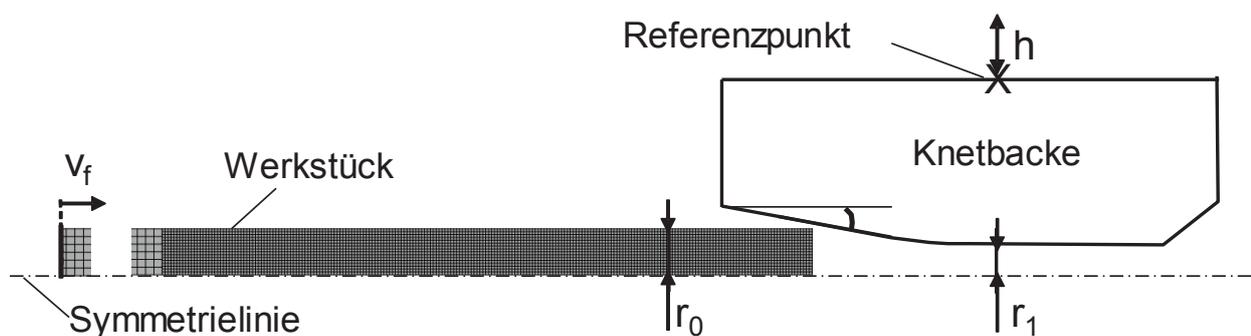


Bild 3-7: Modellbildung des Vorschubrundknetens in ABAQUS für die Reduzierung eines Werkstücks von 1,0 mm auf 0,5 mm Durchmesser

Die oszillierende Bewegung der Knetbacke lässt sich durch eine Sinus-Gleichung gut approximieren. Darin werden die Hubzahl und die Hubamplitude als Konstante und die Zeit als Variable berücksichtigt. Durch die Zuweisung dieser Bewegungsgleichung an den Referenzpunkt (Bild 3-7) der Knetbacke ist die Kinematik des Werkzeuges definiert. Im Vorschubrundkneten werden die Werkstücke grundsätzlich bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit bearbeitet. Aus diesem Grund wird ein ähnliches Vorgehen für das Werkstück in der Simulation ausgewählt. Hierbei wird die Geschwindigkeit v_f am freien Ende des Werkstückes angesetzt. Die Geometrie des Halbzeuges wird durch die Achsensymmetrie im Halbschnitt dargestellt. Dadurch beträgt die Dicke des Werkstückes 0,5 mm. Um möglichst wenige Elemente zu verwenden, wird das Werkstück ungleichmäßig vernetzt. So sind Bereiche, in denen große Verzerrungen zu erwarten sind, feiner vernetzt als die nicht umzuformenden Bereiche. An dieser Stelle werden reduziert integrierte Elemente mit linearem Ansatz vom Typ CAX4R gewählt. Das bedeutet, dass das

Element über vier Elementknoten an den Ecken und einen Integrationspunkt, welcher sich im Schwerpunkt des Elementes befindet, verfügt [NN12]. Die Kontaktbedingung zwischen Werkstück und Werkzeug wird im Laufe des gesamten Umformprozesses als gleichmäßig angenommen und mit der Coulombschen Reibung beschrieben [Tan02].

In der Simulation des Vorschubverfahrens stellt die neutrale Zone eine Grenze dar, bei der sich das Vorzeichen der Geschwindigkeit der Materialflusskomponente in Vorschubrichtung ändert. Die Verdrängung des Werkstoffes bei einem Schlag findet zwischen dem ersten Kontakt der Knetbacke mit dem Halbzeug und dem unteren Totpunkt des Werkzeuges statt. Damit das schrittweise Eindringen der Knetbacke in das Halbzeug und der daraus resultierende Werkstofffluss im Werkstück möglichst genau dargestellt werden können, werden einzelne Schläge des Werkzeuges während der Kontaktphase in kleine Zeitschritte von 10^{-5} s aufgeteilt. Nur jeder zwanzigste Schlag wird dargestellt, dadurch wird die Datenmenge zur Ausgabe noch praktisch handhabbar gehalten. Neben Standardausgaben von ABAQUS wie Von Mises-Spannungen und die Geometrie, werden die plastische Vergleichsdehnung (PEEQ), die richtungsabhängigen Dehnungen und die Geschwindigkeitsfelder im Werkstück als Simulationsergebnisse für weitere Auswertungen gespeichert. Berechnungen werden für die Werkstoffe Al99,5 und X5CrNi 18-10 durchgeführt.

3.3.1 Validierung des Modells

Im Bild 3-8 ist ein Vergleich der Stirnfläche bzw. der Bauteilspitze aus dem Experiment bzw. aus der Simulation dargestellt. Ausgehend von einem flachen Drahtende vor dem Umformen bildet sich nach dem Vorschubrundkneten eine konkave Stirnfläche (Bild 3-8a) aus. Das Höhenprofil in Bild 3-8b zeigt die Geometrie der Stirnfläche für einen Schnitt A-A. Nach der Simulation weist auch die Drahtspitze einen Einzug auf. In beiden Fällen waren die Einstellparameter vergleichbar. Diese Ergebnisse stehen im Einklang mit Erkenntnissen aus dem Makrobereich und es ist in Bezug auf die Ausbildung der Geometrie eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experimenten festzustellen.

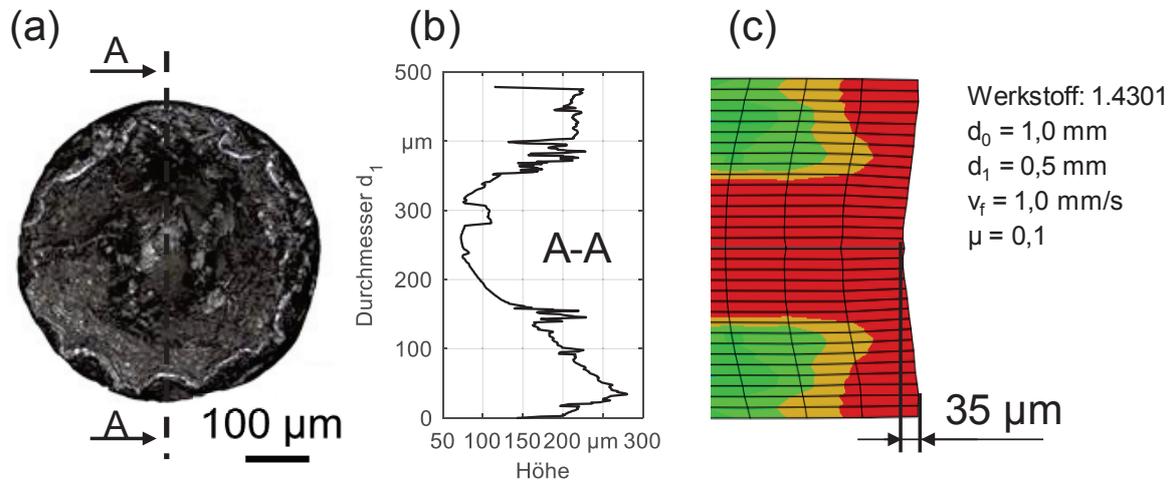


Bild 3-8: Vergleich der Bauteile a) und b) Stirnfläche aus Experiment, c) Bauteilspitze aus der Simulation

Die genaue Bildung der Stirnflächengeometrie in den Experimenten ist zufällig (siehe **Bild 3-9**). Denn nicht nur der tribologische Zustand scheint sie zu beeinflussen, sondern auch der Zeitpunkt und der Auftreffwinkel, mit dem das Werkstück in Kontakt mit den rotierenden Werkzeugen kommt. Dieses komplexe Verhalten kann sich in einer zweidimensionalen Simulation nicht ohne weiteres modellieren lassen. Da jedoch die primäre Aufgabe der Simulation im Rahmen dieser Arbeit die Untersuchung des Werkstoffflusses ist, kann davon ausgegangen werden, dass auf Grund der festgestellten Übereinstimmung in **Bild 3-9**, die Simulation hinreichend genau ist, um Effekte wie die Dehnungsverteilung und den Werkstofffluss, die mit dem Werkstoffverhalten zusammenhängen, analysieren zu können.

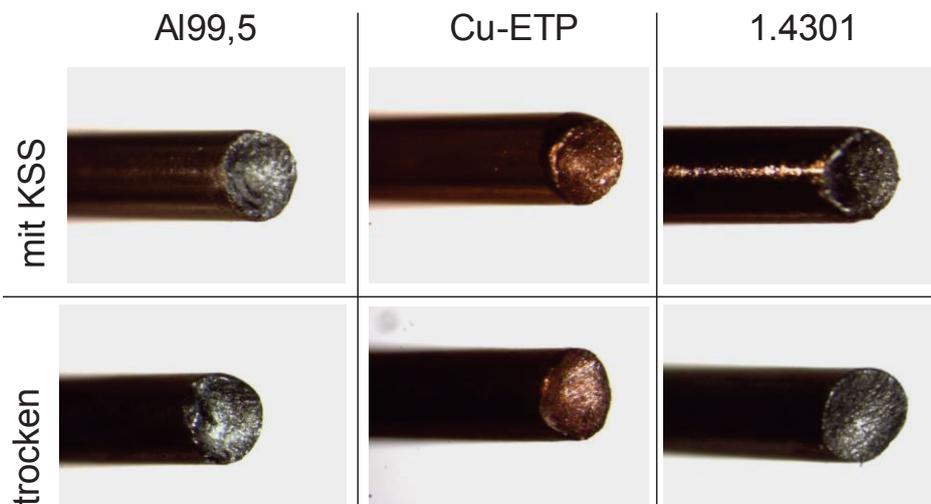


Bild 3-9: Stirnflächenbildung beim Vorschubbrundnetzen

3.3.2 Die neutrale Zone (Fließscheide)

In Bild 3-10 wird beispielhaft für ein Werkstück aus Al99,5 die neutrale Zone sichtbar gemacht. Der dunkelgraue Bereich stellt den Werkstofffluss entgegen (-z) und der hellgraue Bereich den Werkstofffluss in (z+) Vorschubrichtung dar. Aufgrund der angenommenen Symmetriebedingung und zur Erleichterung der Auswertung der Simulation wird nach der Berechnung das simulierte Bauteil an der Symmetrielinie gespiegelt, so dass Ausgang- und Enddurchmesser gut zu unterscheiden sind. Der hier angenommene Reibungskoeffizient zwischen Werkzeug und Werkstück beträgt $\mu = 0,5$ und die Vorschubgeschwindigkeit 1 mm/s. Die Gesamtkontaktzeit beträgt 1,5 ms, wovon 1,0 ms bis zum Erreichen des unteren Totpunkts vergeht. Durch das farbliche Markieren des Werkstoffflusses ist die Fließscheide zu erkennen, welche die Grenze zwischen den zwei Bereichen bildet. Die qualitative Auswertung für die erste Fließscheide (Pos 1) und die Fließscheiden zu weiteren Zeitpunkten sind in das Bild 3-10 eingezeichnet.

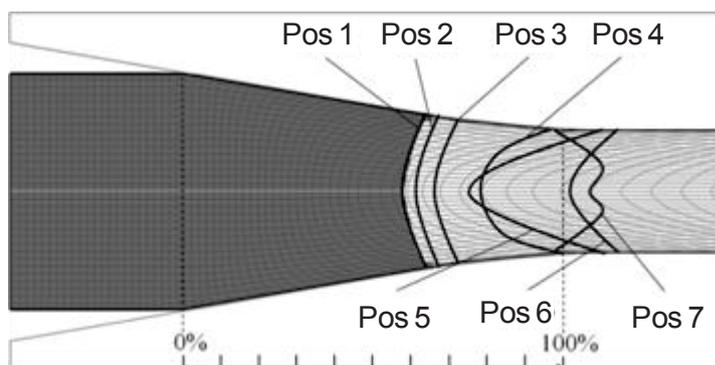


Bild 3-10: Lage und Form der neutralen Zone beim Eindringen der Werkzeuge in das Al-Halbzeug

Die am Bildrand befindliche Skala von 0% bis 100% dient der Abschätzung der Lage der neutralen Zone. Sie kennzeichnet den Bereich, in dem das Werkstück den ersten Kontaktpunkt der Knetbacke mit dem Reduzierbereich hat, und das Ende des Reduzierbereichs. Nach dem ersten Kontakt wird deutlich, dass sich eine Grenze zwischen der positiven und der negativen Fließrichtung des Materials ausbildet, welche als Bestätigung für die Existenz einer neutralen Zone angesehen werden kann. Es ist feststellbar, dass sich sowohl die Position als auch die Kontur der neutralen Zone bei einem weiteren Eindringen der Knetbacke in das Werkstück verändern, was durch die Positionen 1 bis 7 der neutralen Zone deutlich wird. In diesem Fall stellen dabei Pos 1 bzw. Pos 7 die Lage und Form der neutralen Zone beim ersten Kontakt Werkzeug–Werkstück bzw. nach Erreichen des unteren Totpunktes innerhalb eines Schläges dar. Des Weiteren ist die Verformung der Vernetzung deutlich zu erkennen. Sowohl im Reduzier- (zwischen 0% und 100%) als auch im Kalibrierbereich ist zu sehen, dass das Netz im Randbereich des Werkstückes stärker verzerrt ist als im Kern. Dies lässt zunächst darauf

schließen, dass die Verformung in diesem Bereich ebenfalls stärker sein müsste. Nachdem das Vorhandensein einer neutralen Zone beim Mikrorundkneten mit Hilfe der FEM gezeigt ist, kann der Einfluss einiger Parameter auf das Verhalten untersucht werden.

3.3.3 Einfluss der Reibung

Bild 3-11 zeigt die Lagen und Formen der neutralen Zonen beim Umformen vom Aluminium (linke Spalte) und Stahl 1.4301 (rechte Spalte). Für jeden Werkstoff sind jeweils zwei tribologische Zustände für den Kontaktbereich Werkzeug–Werkstück mit Reibwerten von 0,1 und 0,5 dargestellt. Die konstante Vorschubgeschwindigkeit des Werkstückes in diesen Fällen beträgt 1 mm/s. Der fein auflösende Schlag wird ab einem Zeitpunkt ausgewählt, in dem der Kalibrierbereich der Werkzeuge (Bild 3-3a) mit Material komplett ausgefüllt und somit ein quasistationärer Zustand des Prozesses erreicht ist.

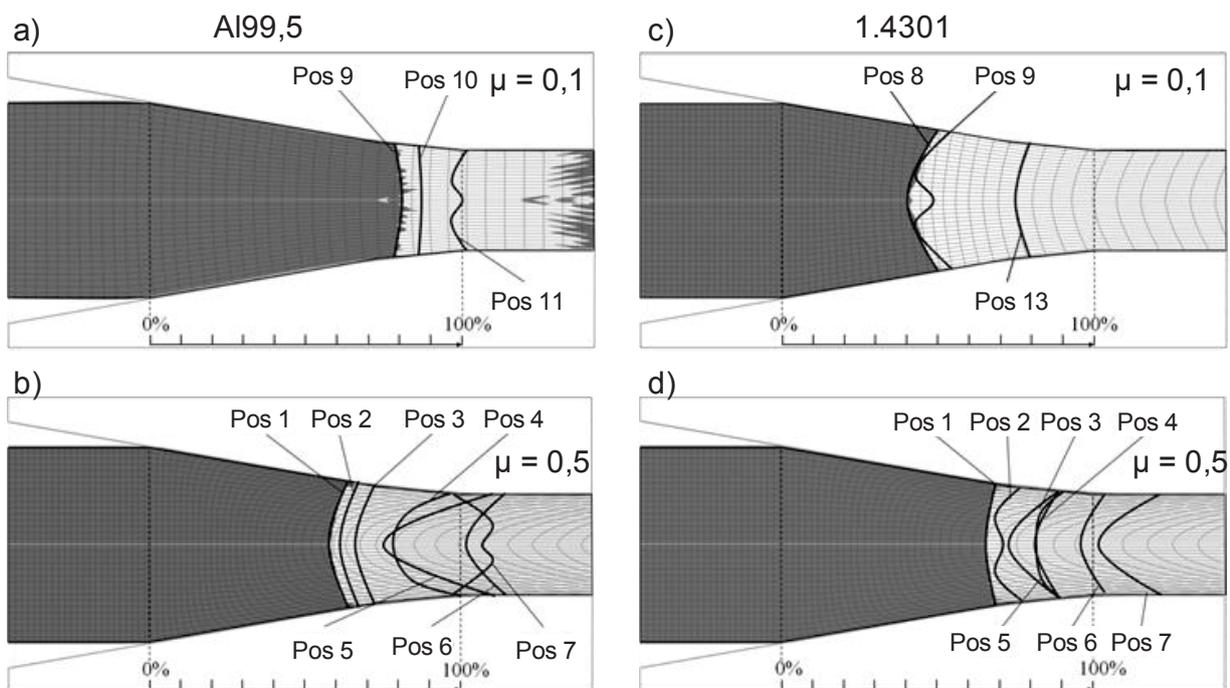


Bild 3-11: Lage und Form der neutralen Zone für Al99,5 und X5CrNi18-10 für unterschiedliche Reibwerte und $v_f = 1$ mm/s.

Aus Bild 3-11 wird deutlich, dass sich die neutrale Zone nicht immer nach dem ersten Werkzeug–Werkstück-Kontakt ausbildet und auch der Zeitpunkt für ihre Bildung nicht konstant, sondern von weiteren Parametern abhängig ist. Während sich bei einem Reibungskoeffizienten von 0,5 die neutrale Zone bereits beim ersten Zeitschritt ausbildet (Pos 1), ist sie hingegen bei einem Reibungskoeffizienten von 0,1 erst nach 9 Zeitschritten (Pos 9) für Al99,5 bzw. nach 8 Zeitschritten (Pos 8) für den Stahl 1.4301 zu sehen. Bei näherer Betrachtung und einem Reibwert

von 0,1 wird deutlich, dass es vor der Ausbildung einer neutralen Zone zu einer Stauchung oder Verdrängung des Werkstückes in entgegengesetzter Vorschubrichtung kommt. Bei $\mu = 0,5$ findet keine Verdrängung statt und die neutrale Zone bildet sich früher. Bei niedriger Reibung ($\mu = 0,1$) liegt die neutrale Zone für den Werkstoff Aluminium näher am Kalibrierbereich als für Stahl. Bei $\mu = 0,5$ wird aber deutlich, dass die neutrale Zone beim Aluminium weiter in Richtung des Ausgangsdurchmessers und weg vom Kalibrierbereich rückt als bei $\mu = 0,1$. Beim Halbzeug aus Stahl hingegen hat sich die Lage der neutralen Ebene im Vergleich zu dem Reibwert 0,1 etwas zum Kalibrierbereich verlagert.

Da für die Charakterisierung des Arbeitsergebnisses am rundgekneteten Mikrobauteil auch die Härteverteilung von Bedeutung ist, wurde die Dehnungsverteilung aus der FE-Analyse ausgewertet. Dafür sollte geklärt werden, welchen Einfluss die Reibung auf die plastische Vergleichsdehnung hat. In ABAQUS ist dieser Parameter als PEEQ (Equivalent plastic strain) bekannt. PEEQ stellt die gesamte plastische Dehnung dar, die vom Werkstück erfahren wurde. Dabei wird die Richtung der Dehnungen nicht berücksichtigt [Rös12]. Diese berechnet sich wie folgt.

$$\varepsilon_{pl,v} = \int \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\varepsilon}_{pl,v} \cdot \dot{\varepsilon}_{pl,v} dt \quad \text{Gl. 21}$$

In den Bildern Bild 3-12 und Bild 3-13 sind die plastischen Vergleichsdehnungen für Aluminium und Stahl 1.4301 bei einer Vorschubgeschwindigkeit von 1 mm/s und für unterschiedliche Reibwerte dargestellt. Für eine bessere Übersichtlichkeit wurden die plastischen Vergleichsdehnungen für niedrige und hohe Reibkoeffizienten in separaten Diagrammen dargestellt, da sich die Amplituden stark unterscheiden. Sowohl bei den hohen als auch bei den niedrigen Reibkoeffizienten steigen die Dehnungen vom Kern zur Oberfläche.

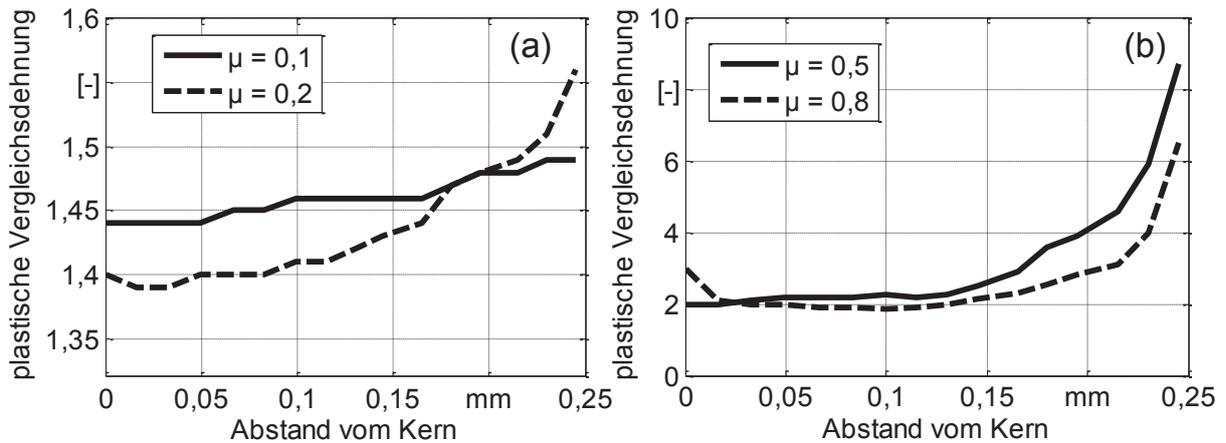


Bild 3-12: Plastische Vergleichsdehnung entlang des Radius für Al99,5 bei $v_f = 1$ mm/s a) für $\mu = 0,1$ und $\mu = 0,2$, b) für $\mu = 0,5$ und $\mu = 0,8$

Es ist festzustellen, dass die plastische Dehnung bei allen tribologischen Zuständen bis in den Kern des Bauteils reicht, jedoch ist die Kerndehnung für $\mu = 0,5$ und $\mu = 0,8$ deutlich höher. Während die Dehnungen an der Oberfläche bei den niedrigen Reibungen nur bis ca. 11 % höher als im Kern sind, liegt bei den höheren Reibungen eine Verdreifachung bis Vervielfachung der Kerndehnung vor. Bei hohen Reibungen wurde ermittelt, dass sich die Lage und Form der Fließscheide häufiger verändern (Bild 3-11). Dies kann ein Hinweis auf zusätzliche Werkstoffverformungen sein, welche zu höheren plastischen Vergleichsdehnungen führen würden. Bei Stahl ergibt sich ein ähnliches Verhalten der Dehnungen wie bei Aluminium, die plastischen Dehnungen im Kern sind für Stahl aber geringfügig niedriger. Dies kann auf die höhere Fließspannung bei Stahl gegenüber Aluminium zurückgeführt werden.

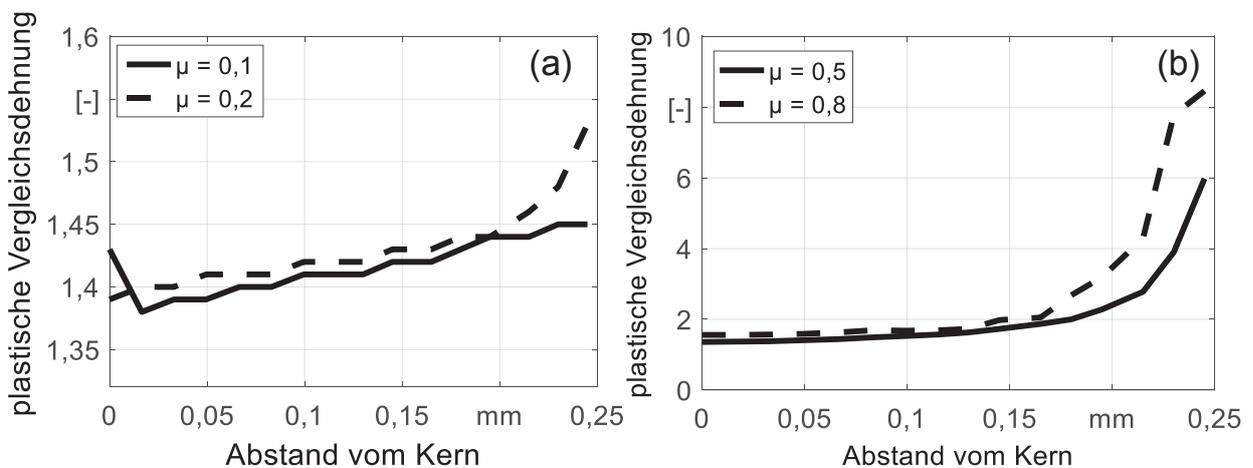


Bild 3-13: Plastische Vergleichsdehnung entlang des Radius für 1.4301 bei $v_f = 1$ mm/s a) für $\mu = 0,1$ und $\mu = 0,2$, b) für $\mu = 0,5$ und $\mu = 0,8$

3.3.4 Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit

Die Vorschubgeschwindigkeit v_f ist einer der entscheidenden Prozessparameter beim Vorschubbrüchkneten, denn sie beeinflusst nicht nur die Prozessleistung, sondern auch die Prozesskräfte und die Dehnungsverteilung. Bild 3-14 zeigt den Einfluss von v_f auf die neutrale Zone.

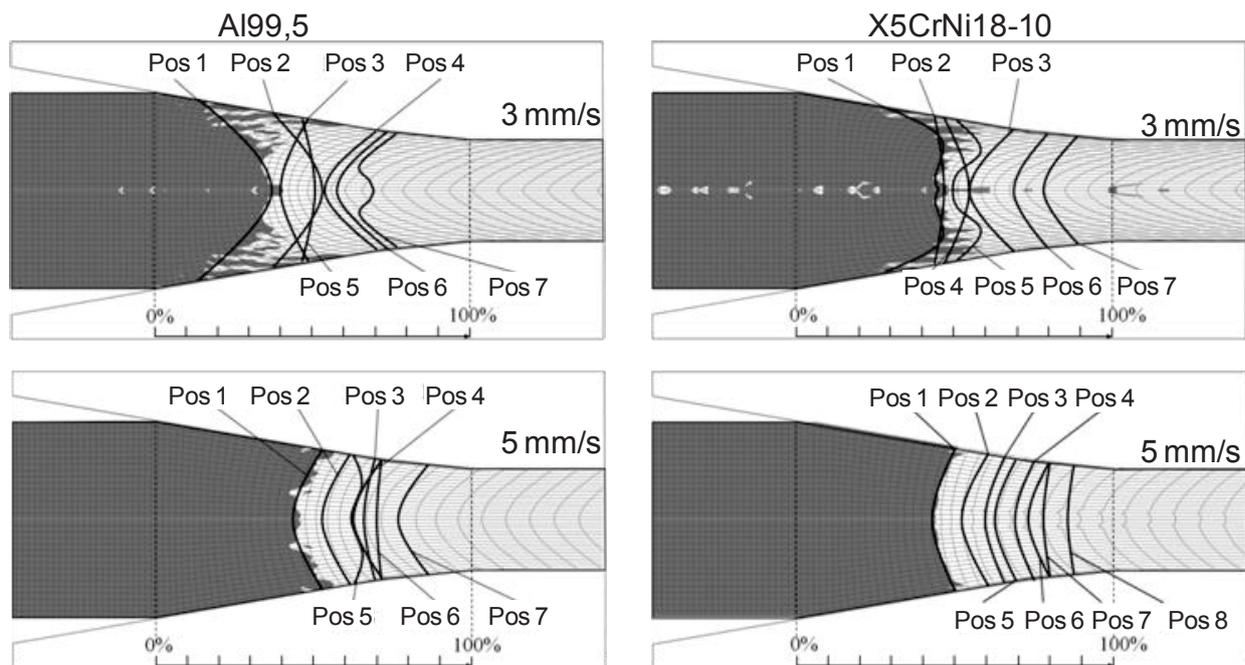


Bild 3-14: Lage und Form der neutralen Zone für Al99,5 und 1.4301 für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten.

Dafür wurde das Verhalten der neutralen Zonen für drei Vorschubgeschwindigkeiten ($v_f = 1$ mm/s im Bild 3-11c und d) bei einem konstanten Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,5$ betrachtet. Hier fällt auf, dass sich für die höheren Geschwindigkeiten sowohl für Aluminium als auch für Stahl 1.4301 die neutralen Zonen weiter weg vom Ende des Reduzierbereiches befinden. Dies wird besonders deutlich, wenn die Lagen der letzten neutralen Zonen (Pos 7 bzw. Pos 8) miteinander verglichen werden. Verallgemeinert bedeutet dieses Ergebnis, dass die neutralen Zonen umso näher zum Ausgangsdurchmesser des Halbzeuges liegen, je höher die Umformgeschwindigkeit ist. Das Werkstoffvolumen, das sich in die Vorschubrichtung bewegt, erhöht sich und dadurch soll der Prozess effizienter sein. Bild 3-15 zeigt ebenfalls den Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die plastische Vergleichsdehnung.

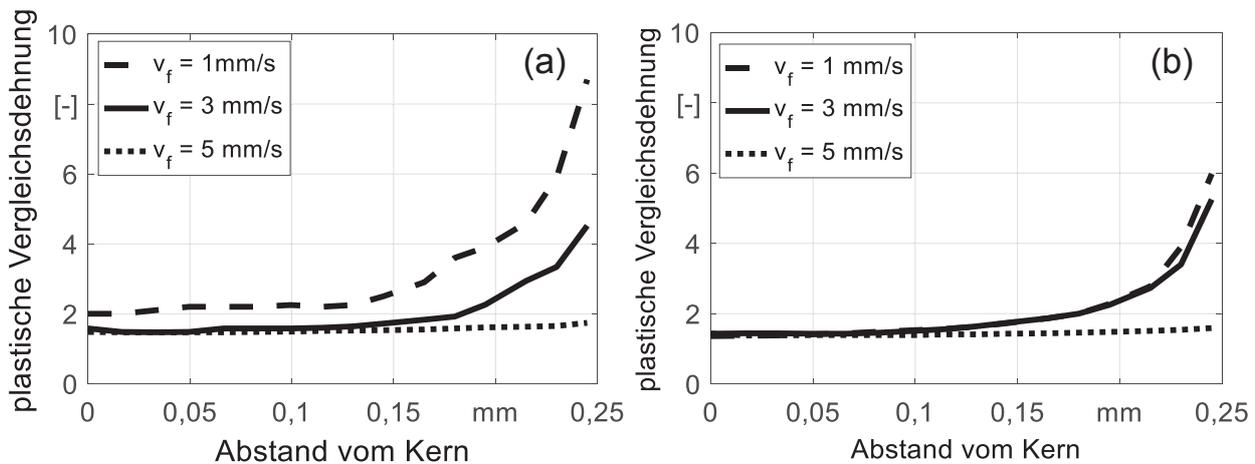


Bild 3-15: Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die plastische Vergleichsdehnung für a) Al99,5 und b) 1.4301

Ähnlich wie bei der Untersuchung des Einflusses der Reibung kann hier festgestellt werden, dass für die betrachteten Vorschubgeschwindigkeiten die Verformung bis in den Kern reicht und dass sich die höchsten plastischen Vergleichsdehnungen im Oberflächennahbereich befinden. Auch auffällig bei Aluminium (Bild 3-15a) und bei Stahl (Bild 3-15b) ist, dass eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeiten im Vergleich zum tribologischen Zustand einen entgegengesetzten Einfluss auf die Vergleichsdehnung hat. Die plastischen Vergleichsdehnungen sind bei höheren Geschwindigkeiten niedriger und gleichmäßiger entlang des Durchmessers. Beim Umformen mit niedrigen Geschwindigkeiten werden kleinere Werkstoffvolumina pro Inkrement als bei hohen Geschwindigkeiten belastet, so dass der Gesamtumformgrad erst nach mehreren Umformungen erreicht wird. Da die plastische Vergleichsdehnung alle Verformungen berücksichtigt, ist dies die Erklärung für die Verläufe im Bild 3-15.

3.4 Zusammenfassung der theoretischen Betrachtungen

Aus den geometrischen Untersuchungen konnten Erkenntnisse abgeleitet werden, die mit den Zuständen vor und nach der Bearbeitung zusammenhängen. So war der Spalt s zwischen zwei Werkzeugsegmenten direkt proportional zur Hubamplitude und zur Anzahl der Werkzeugsegmente. Daraus lässt sich der kleinste mögliche Hub ermitteln. Weiter wurde festgestellt, dass der nominelle Umformgrad beim Rundkneten nur die Durchmesser vor und nach dem Umformen berücksichtigt, beim inkrementellen Umformgrad hingegen werden auch Maschinen- (HZ , v_f) und Werkzeugparameter mitberücksichtigt. Dadurch wurde es möglich, den Einfluss dieser Parameter auf den Prozess theoretisch zu bewerten. Ein entscheidender Nachteil der geometrischen Betrachtung ist, dass der Werkstückwerkstoff nicht einbezogen werden kann.

Es ist aber bekannt, dass der Werkstoff einen großen Einfluss auf das Umformergebnis haben kann. Die FEM-Modellierung des Vorschubverfahrens im Mikrobereich bietet deshalb einen genaueren Einblick in das Werkstoffverhalten während der unterschiedlichen Phasen des Prozesses. Die hier erzielten Ergebnisse lassen ein komplexes Werkstoffverhalten erkennen, das analytisch nur mit starken Vereinfachungen und viel Aufwand beschrieben werden kann. Durch die stark veränderliche Form und Lage der Fließscheide beim Vorschubrundkneten und die daraus resultierenden plastischen Dehnungen wird deutlich, dass der berechnete nominelle sowie inkrementelle Umformgrad nicht ganz der Realität entspricht, da die inneren Verformungen aus der wechselnden Beanspruchung nicht einbezogen werden. Dennoch sind diese beiden Größen sehr hilfreich für die Beschreibung und das Verständnis des Prozesses. Weitere Erkenntnisse ermöglichen Vorhersagen über die Prozessführung und die Bauteileigenschaften.

In der Simulation wurde während der Umformung eine Zunahme des Durchmessers in dem Bereich zwischen der Umformzone und dem Ort der Einleitung der Vorschubgeschwindigkeit festgestellt. Durch eine Verlängerung dieses Bereiches konnte diese Zunahme fast vollständig unterbunden werden. Da das Modell axialsymmetrisch und 2D war, wenn der an der Fließscheide zurückverdrängte Werkstoff nicht elastisch vom Werkstück aufgenommen werden kann, kommt es zu einer Stauchung und der Durchmesser nimmt zu. In einem realen Prozess würde sich dies für die schlanken Bauteile in Form einer Knickung ausdrücken. D.h., bei der Fertigung der Mikrobauteile sind Maßnahmen notwendig, um dies zu unterbinden. Außerdem können die untersuchten tribologischen Zustände in mindestens zwei Kategorien aufgeteilt werden. Niedrige bzw. hohe Reibungen würden demnach einer Bearbeitung unter dem Einsatz von Kühlschmiermitteln bzw. einer Bearbeitung ohne Schmierung (Trockenbearbeitung) entsprechen.

Beim Kaltumformen steigt die Festigkeit der Bauteile aufgrund der Kaltverfestigung. Letztere steigt auch mit dem Umformgrad, welcher mit den plastischen Vergleichsdehnungen in Verbindung gebracht werden kann. Basierend auf den Simulationsergebnissen ist zu erwarten, dass höhere Festigkeiten bei niedrigeren Vorschubgeschwindigkeiten sowie bei der Trockenbearbeitung zu erreichen sind. Ferner sind höhere Härten im Oberflächennahbereich als im Kern zu erwarten.

4 Versuchseinrichtungen und Messtechnik

Zur Durchführung der Umformversuche im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde eine Anlage bestehend aus drei Hauptkomponenten verwendet:

- Rundknetmaschine (Knetkopf) mit Werkzeugen
- Vorschubeinheiten
- Steuereinheit mit der HMI (Human Machine-Interface)

Während der Umformung können die Umformkräfte erfasst werden. Anschließend werden sowohl die geometrischen Merkmale als auch die mechanischen Eigenschaften der Bauteile ermittelt.

4.1 Kneteinheit und die Umformwerkzeuge

Die hier eingesetzte Kneteinheit ist für das Vorschub- und des Einstechverfahren geeignet. Die Anlage wurde durch Maschinen- und Messeinrichtungen erweitert. Es handelt sich um einen Knetkopf des Typs Innenläufer, bei dem die Werkzeuge im Gegensatz zu Außenläufern mit der Knetwelle rotieren. Bei Außenläufern oszillieren die Werkzeuge, aber rotieren nicht. Die Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug wird durch die Drehung des Werkstückes realisiert. Auf dem Bild 4.1 ist die Versuchsanlage in einer Ausbaustufe zur mechanischen Synchronisation der Knetwellendrehzahl mit der Werkstückdrehzahl dargestellt.

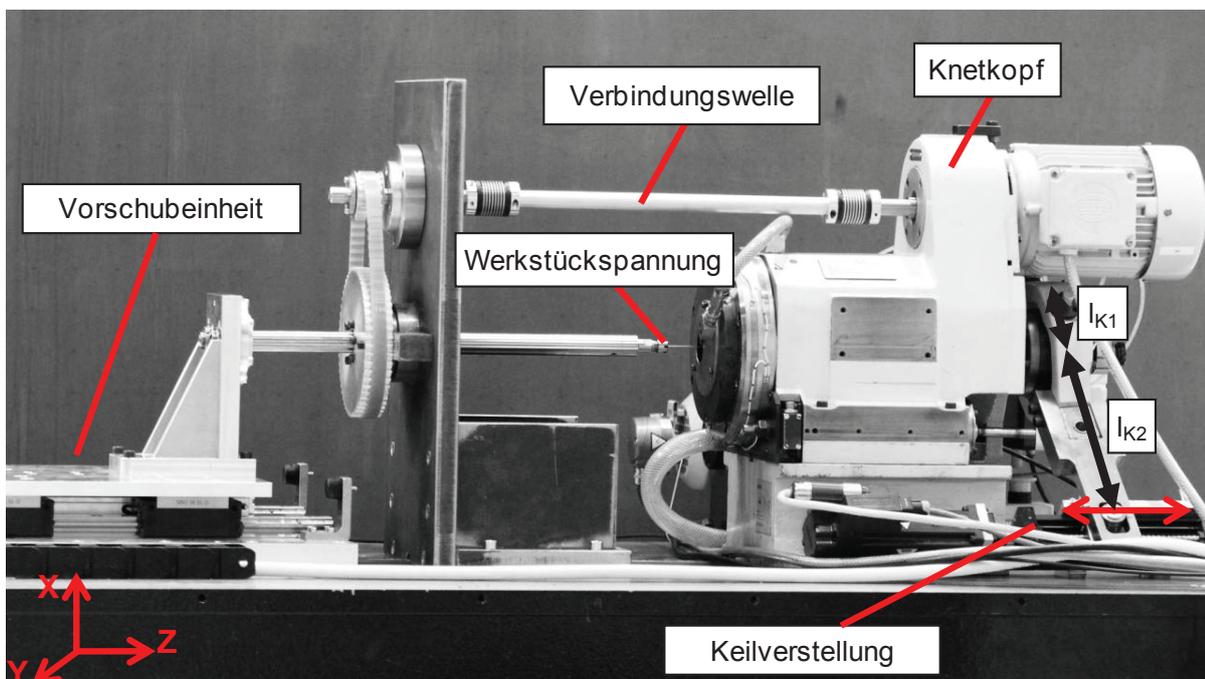


Bild 4-1: Aufbau der Versuchsanlage

Unter dem Einsatz einer passenden Backenführung (Aufnahme für Werkzeuge) kann der Knetkopf wahlweise mit zwei, drei oder vier Werkzeugsegmenten betrieben werden. In der vorliegenden Arbeit wurde die Variante mit drei Werkzeugsegmenten verwendet. Das Einstechrundkneten mit der Anlage in der dargestellten Ausbaustufe läuft wie folgt ab: Das in der Werkstückeinspannung fest eingespannte Halbzeug wird in die Umformzone des Knetkopfes durch die Vorschubeinheit gefahren. Ein optisches Wegmesssystem ermöglicht dabei eine genaue Positionierung des Halbzeuges. Der Hauptantrieb des Knetkopfes sorgt für die Rotation der sich in der Maschine befindlichen und mit den Werkzeugen verbundenen Knetwelle. Aufgrund der starren Verbindung zwischen Hauptantrieb und Verbindungswelle sowie der gleichen Übersetzung zwischen Hauptantrieb und Knetwelle und Verbindungswelle und Werkstückeinspannung drehen das Halbzeug und die Werkzeuge synchron. Durch eine Bewegung der Keilverstellung in negative z-Richtung schließen die Werkzeuge und öffnen sich bei einer Bewegung in entgegengesetzter Richtung. Ursächlich dafür ist die axiale Verschiebung (z-Richtung) von Keilen im Knetkopf, welche sich in Höhe der Verbindung zwischen IK1 und IK2 befinden. Zu Beginn des Einstechens sind die oszillierenden Werkzeuge weit offen und schließen sich allmählich mit einer vorgegebenen Geschwindigkeit durch die Verstellung der Keile in $-z$. Nach Erreichen der gewünschten Schließposition bleiben die Keile für die Zeit t_{cal} (Kalibrierzeit) stehen, während die Werkzeuge weiter oszillieren. Anschließend fahren die Keile zurück, dadurch öffnen sich die Werkzeuge und das Werkstück kann mit der Vorschubeinheit aus der Umformzone zurückgefahren werden. In Tabelle 2 sind weitere Kenndaten der Kneteinheit zusammengefasst.

Tabelle 2: Ausgewählte Kenndaten der Umformmaschine Typ HE-3

Parameter / Eigenschaft	Wert	Einheit
Max. Drehzahl	2860	min^{-1}
Max. Werkstückdurchmesser (massiv)	2	mm
Abmessung Werkzeuge (LxBxH)	40 x 14 x 17	mm x mm x mm
Äußerer Wälzkreis der Zylinderrollen r_a	43	mm
Innerer Wälzkreis der Zylinderrollen r_i	65	mm
Anzahl der Zylinderrollen n_{ZR}	12	-
Durchmesser der Zylinderrollen	22	mm
Hebelarmverhältnis $l_{K1}/(l_{K1}+l_{K2})$	135/402,5	-
Maschinenkonstante	43/108	-
Hubzahl ($n=2800 \text{ min}^{-1}$)	102,4	s^{-1}
Rel. Winkelgeschwindigkeit ω_{rel}	53,62	rad/s

Die kinematischen Daten (Hubzahl, relative Winkelgeschwindigkeit, Maschinenkonstante) der Kneteinheit können ermittelt werden, indem Werte aus Tabelle 2 in die Gleichungen Gl. 1 bis **Gl. 5** eingesetzt werden. Während für das Einstechen die Werkzeuggeometrie von der Endkontur des Werkstückes abhängig ist, ist beim Vorschubrundkneten die Grundform immer gleich, da die Umformoperation ausschließlich das Verjüngen ist. Beim Einstechrundkneten hingegen können z.B. Bauteile verjüngt, Konturen mit Mehrkanten und Umfangsnuten erzeugt werden.

In Bild 4-2 sind schematische Darstellungen jeweils von einem Vorschub- und einem Einstechwerkzeug mit den unterschiedlichen Funktionsbereichen zu sehen.

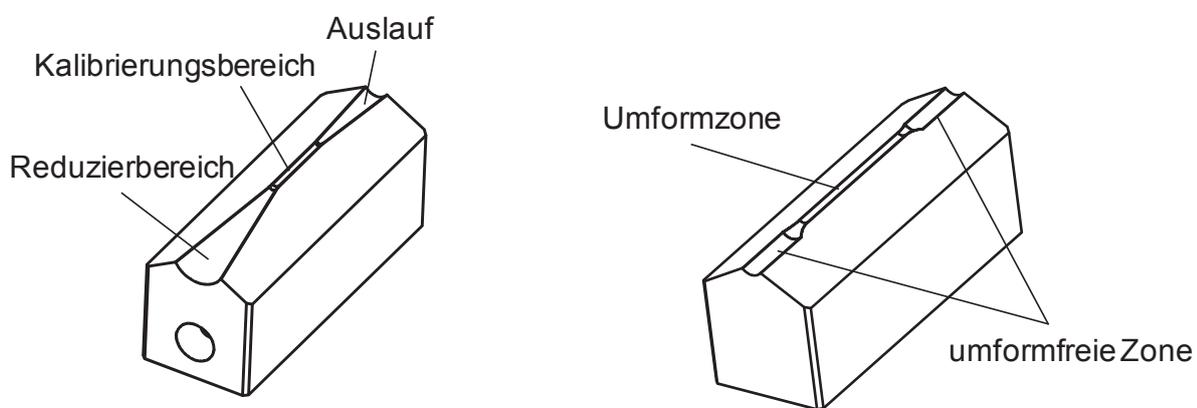


Bild 4-2: Werkzeuggeometrie für das Vorschub- (links) und das Einstechrundkneten (rechts)

4.2 Die Vorschubeinheiten

Die Vorschubsysteme beim Rundkneten können grundsätzlich drei Vorschubbewegungen erzeugen: zwei translatorische für das Halbzeug und die Keile beim Einstechen und eine rotatorische für das Halbzeug. Abgesehen von den im Prozess erzeugten Bewegungen (drehende Knetwelle und Zylinderrollen, oszillierende Werkzeuge) tritt zusätzlich immer mindestens ein translatorischer Vorschub auf. Der Einsatz eines Rotationsvorschubs hängt von der gewünschten Form des Erzeugnisses und dem Typ der Rundknetmaschine ab. Neben der Keilverstellung (S. Bild 4-1) werden die Werkstücke axial in die Maschine entweder zur Positionierung vor dem Umformen (Einstechrundkneten) oder gleich zur Bearbeitung (Vorschubrundkneten) eingeführt. Gängig in der Praxis für diese Aufgabe sind hydraulisch angetriebene Vorschubsysteme. Für die vorliegende Arbeit kommen ein Lineardirektantrieb sowie alternativ ein Rollenvorschub für die Axialbewegung des Werkstückes zum Einsatz. Der Rotationsvorschub dient dazu, die relative Bewegung zwischen Werkstück und Werkzeug zu beeinflussen und kann die Kinematik einer Außenläufermaschine nachbilden.

4.2.1 Keilverstellung

Üblicherweise wird beim Einstechen die axiale Bewegung der Keile über eine hydraulische Servo-Achse realisiert. Diese wurde in der Versuchsanlage durch eine elektromechanische Achse (Keilverstellung) ersetzt, um eine kürzere Reaktionszeit sowie eine hohe Positioniergenauigkeit zu erreichen. Bild 4-3 zeigt grafisch die Kennwerte zur Beschreibung der Positionierunsicherheit der Keilverstellung. Die Messungen wurden mit einem Laserinterferometer durchgeführt. Der verschiebbare Spiegel des Messaufbaus war dabei auf dem Schlitten der Keilverstellung befestigt, welche mit den Keilen verbunden ist. Bei den Positionierversuchen wurde die Messstrecke oberhalb von 55 mm feiner abgetastet, weil für die vorhandene Umformmaschine die meisten Umformversuche innerhalb dieses Bereiches durchgeführt wurden.

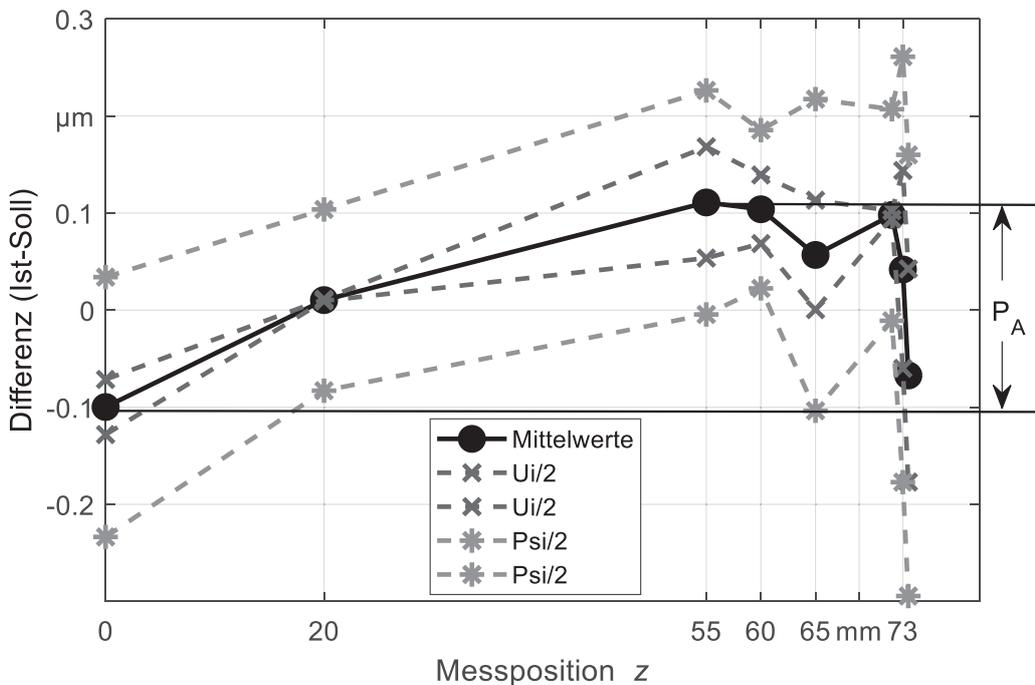


Bild 4-3: Darstellung der Ergebnisse der Positioniermessung an der Keilverstellung

Es ist festzustellen, dass für Messpositionen bis 72 mm die Umkehrspannen sehr gering sind. Oberhalb von 72 mm werden die Umkehrspannen größer. Aufgrund der Übersetzung der axialen Bewegung an der Keilverstellung in eine verhältnismäßig kleine Radialzustellung der Werkzeuge fällt der Einfluss dieser hohen Umkehrspannen auf den Prozess jedoch in den Bereich der Prozessunsicherheit. Die Keilverstellung ist über einen Hebelarm (Teilstrecken l_{K1} und l_{K2} im Bild 4-1) mit dem Mechanismus zur radialen Verstellung der Werkzeuge verbunden. Die Berechnung der tatsächlichen radialen Zustellung erfolgt, indem der Keilwinkel und die Länge des Hebelarmes

berücksichtigt werden. Mit Gl. 22 kann die radiale Zustellung (X_{RZ}) eines Werkzeuges ermittelt werden.

$$X_{RZ} = \frac{l_{K1}}{l_{K1} + l_{K2}} \cdot Z_{KV} \cdot \tan \alpha_K \quad \text{Gl. 22}$$

In Gl. 22 sind Z_{KV} die axiale Strecke an der Keilverstellung, $l_{K1}/(l_{K1}+l_{K2})$ das Verhältnis des Hebelarms und $\alpha_K = 3^\circ$ der Keilwinkel.

Die Positionsabweichung P_A wird als der Betrag der Differenz der maximalen und der minimalen systematischen Abweichung definiert. Unter Berücksichtigung von Gl. 22 ist für die verwendete Achse $PA = 0,211 \mu\text{m}$. PA ist in Bild 4-3 angegeben.

4.2.2 Axialvorschubeinheit des Werkstückes

Die Gestaltung des Lineardirektantriebs ist an [Piw04] angelehnt. Wichtig hierbei sind die zu erreichenden Beschleunigungen bzw. die Schlittenmasse und die Axialreaktionskräfte. Weitere Annahmen für die Gestaltung des Lineardirektantriebes für die Bearbeitung eines Werkstückes aus Stahl sind eine Schlittenmasse von 10 kg und Reaktionskräfte von 440 N. Daraus ergibt sich unter Berücksichtigung anderer Parameter wie Werkstückabmessungen und Werkzeuggeometrie eine erforderliche Antriebskraft von 1100 N. Der gewählte Linearmotor der Baugröße 1FN3100-3CW3WC00-0AA1 der Firma Siemens mit einer Maximalkraft von 1650 N erfüllt diese Anforderungen. Vorschubgeschwindigkeiten bis zu 120 m/min sind möglich und der Antrieb ist somit für das Vorhaben geeignet. In Tabelle 3 sind die Eigenschaften des Vorschubsystems mit dem Linearmotor zusammengefasst.

Tabelle 3: Merkmale des verwendeten Linearmotors

Parameter / Eigenschaft	Wert	Einheit
Spitzenkraft	1650	N
Maximale Vorschubgeschwindigkeit	120	m/min
Beschleunigung	33,75	m/s ²
Leistung	9,2	kW
Verfahrweg (max.)	225	mm

Beim Rundkneten werden grundsätzlich begrenzte Bauteillängen bearbeitet. Aufgrund der kleinen Durchmesser im Mikrobereich besteht die Möglichkeit einer kontinuierlichen Bearbeitung der Halbzeuge z. B. von einer Spule durchzuführen. Allerdings verfügt der Lineardirektantrieb nur

über einen begrenzten Verfahrweg. Deshalb kann als alternatives Axialvorschubsystem ein Rollenvorschub verwendet werden. Bei dem Rollenvorschubsystem handelt es sich um zwei angetriebene Rollen, in deren Umfang eine Einkerbung eingelassen ist. Das zu bearbeitende Halbzeug wird zwischen den zwei Rollen durch Aufbau eines Druckes mit dem pneumatischen Antrieb eingeklemmt und durch Reibschluss mit vorgegebener Geschwindigkeit angetrieben. Vorteile dieses Systems sind einerseits die Kompaktbauweise und andererseits der unbegrenzte Vorschubweg. Demgegenüber steht die kraftschlüssige Werkstückeinspannung, die im Prozess zum Schlupf, zur Beschädigung oder zur ungewollten Verformung des Halbzeuges führen kann. Bild 4-4 zeigt den eingesetzten Rollenvorschub.



Bild 4-4: Rollenvorschub mit einem pneumatischen Antrieb zur Schließung der Rollen

4.3 Anpassungen für das Trockenrundkneten im Mikrobereich

Bei umformenden Verfahren erfüllen Kühlschmierstoffe mehrere Aufgaben. Die wichtigsten sind: Verschleißreduzierung an den Werkzeugen, Reibungsverminderung in den Kontaktzonen, Ausschwemmen von Partikeln (z.B. Werkstoffabplatzungen oder Oxidschichten), Kühlung von Werkstücken und Werkzeugen und Geräuschminderung durch viskose Dämpfung. Obwohl in den letzten Jahren zunehmend mineralölbasierte Schmierstoffe ersetzt wurden [Bay10], suchen Wissenschaft und Industrie nach Möglichkeiten, den Schmierstoffverbrauch auf ein Minimum zu reduzieren. Ziel ist eine Fertigung mit Minimalmengenschmierung oder sogar die Trockenbearbeitung [Osk00]. Ob ein Verfahren umgestellt werden kann, hängt letztlich von der Prozessführung ab, die wiederum ein vertieftes Verständnis des Prozesses voraussetzt. Bei den etablierten Rundknetverfahren im Makrobereich ist Stand der Technik, den Einlaufbereich (Reduzierbereich) der Werkzeuge durch elektrothermisches Beschichten mit Hartstoffen aufzurauen, um die Axialrückweiskraft (F_{RWI}) zu reduzieren, die das Werkstück entgegen der Vorschubrichtung zurückdrängt (Bild 4-5a, b). Bei neueren Forschungen im Makrobereich,

welche sich mit speziellen Strukturierungen des Reduzierbereiches beschäftigen, wurden vielversprechende Fortschritte erzielt [Her18].

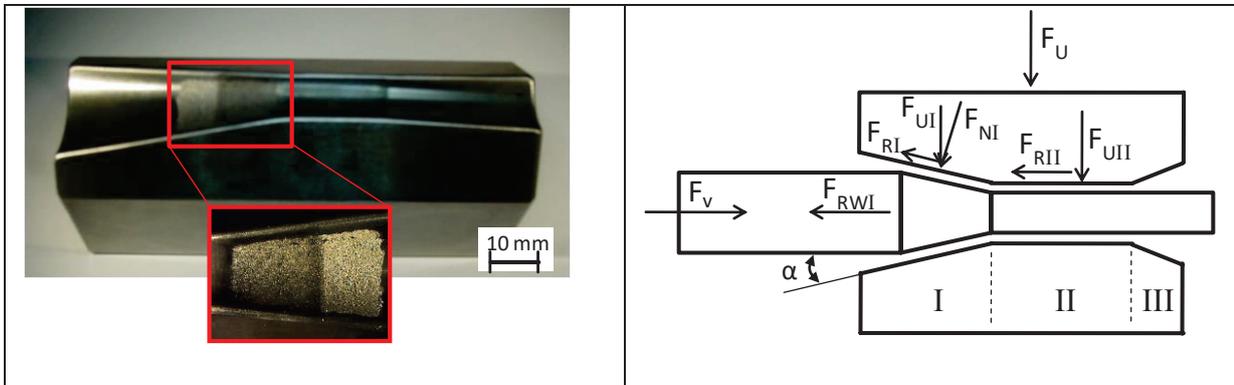


Bild 4-5: Werkzeug zum Rundkneten von 20 auf 15 mm Durchmesser (a), Kraftverhältnisse beim Vorschubrundkneten (b)

Um die Wirksamkeit des aufgerauten Bereiches möglichst lange aufrecht zu erhalten, müssen die Werkzeuge mit großen Mengen an Kühlschmierstoff gespült werden, wodurch ein Zusetzen mit Partikeln verzögert wird. Eine Reduzierung der zugeführten KSS-Menge im Makrobereich führt neben der verringerten Spülwirkung zu einer Erhöhung der Umformkraft in radialer Richtung und zu einer Zunahme des Schalldruckpegels. Beim Mikrorundkneten sind niedrigere Umformkräfte und hier vor allem die Axialrückweiskräfte in Bezug zur Werkstückgeometrie zu erwarten. Dies eröffnet erst die Möglichkeit, auf das Aufrauen und damit die Spülwirkung des KSS zu verzichten und die Möglichkeiten für eine Trockenbearbeitung zu untersuchen. Dies ist besonders in der Mikrofertigung von Interesse, da aufgrund der sehr geringen Bauteilmassen die Adhäsion der KSS-benetzten Oberflächen beispielsweise eine Vereinzelnung und damit die Handhabung äußerst erschwert. Daneben sind weitere positive Effekte bei der Trockenbearbeitung zu nennen, wie die Vermeidung von möglichen Gesundheitsrisiken bei Maschinenbedienern (Hautirritationen durch die industriell eingesetzten Mineralöle) oder der Entfall einer Reinigungsstation für die Werkstücke und die Kühlschmierstoffeinrichtung mit Zufuhr und Aufbereitung. Bei der Trockenbearbeitung entfällt neben der beschriebenen Spülwirkung auch die Schmierfunktion des KSS. Diese wird vor allem zur Reibungs- und Verschleißminderung der Maschinenkomponenten im Rundknetkopf benötigt. In Bild 4-6 sind die Kontaktzonen der Versuchsanlage markiert, die eine Schmierung erfordern. Dies sind die Bereiche zwischen Verschleißring, Rollenkäfig und Zylinderrollen, zwischen Zylinderrollen und Grundbacken sowie die Führungsflächen in radialer Richtung für Formwerkzeuge und Grundbacken.

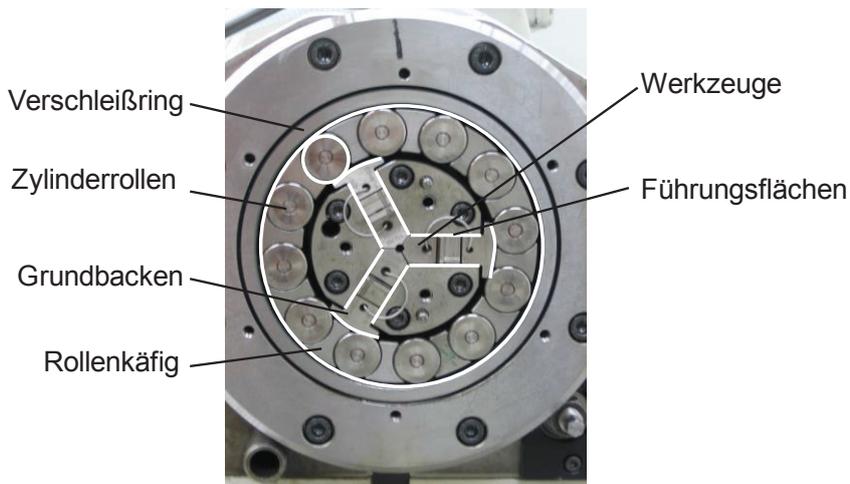


Bild 4-6: Wirkstellen des Kühlschmierstoffes im Rundknetkopf

Die maschinentechnische Herausforderung besteht darin, einerseits die Schmierwirkung der Komponenten im betrieblichen Dauereinsatz sicherzustellen und andererseits das Schmiermittel aus der Werkzeugeingriffszone am Werkstück fernzuhalten. Um dies zu gewährleisten, wurden zwei Maßnahmen untersucht: eine Kapselung der Umformzone durch konstruktive Veränderungen an der Maschine und eine veränderte Schmierstrategie. Das Kapselungskonzept basiert auf dem Einsatz von Dichtungen an den Stellen, an denen Gefahr besteht, dass das Kühlschmiermittel in Kontakt mit dem Werkstück kommt. Die Umformwerkzeuge wurden mit einer Umlaufnute versehen, die das Einbauen einer Flachdichtung ermöglicht. In Bild 4-7 ist diese Maßnahme an einem Werkzeugsatz zu erkennen. Die Ähnlichkeit des Innenaufbaus des Rundknetkopfes mit einem Zylinderrollenlager bietet die Möglichkeit, von ölfrei zu Fettschmierung zu wechseln. Bei der Erprobung der beiden Maßnahmen blieben die Werkstücke jeweils ölfrei. Aufgrund der einfachen Umsetzung wurden alle Trockenversuche mit einer Fettschmierung des Rollenkäfigs durchgeführt.

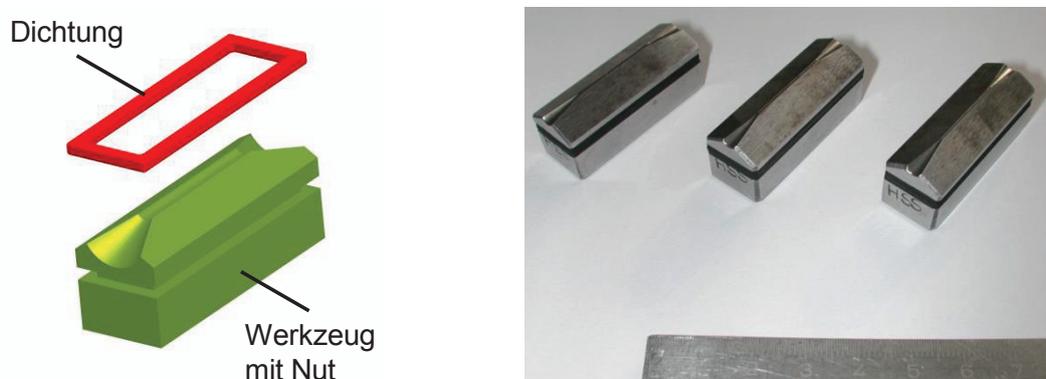


Bild 4-7: Abdichtung der Werkzeuge. Links schematisch, rechts Werkzeugsatz mit Dichtungen

4.4 Werkstückeinspannungen

Während der Bearbeitung von Werkstücken wird deren Einspannung durch unterschiedliche Kräfte und Momente belastet. Beim Rundkneten wie auch beim Drehen zylindrischer Bauteile muss die Achse des Werkstückes mit der Mittelachse der Knetwelle bzw. der Spindel der Drehmaschine fluchten. Dadurch wird die Radiallage des Werkstückes bestimmt. Beim Vorschubrundkneten wird die Axiallage durch das Spannen des Werkstückes und die Länge des zu bearbeitenden Bereiches des Werkstückes bestimmt. In der FE-Simulation wurde eine Stauchung des Halbzeugbereiches zwischen der Einspannung und der Umformzone festgestellt. Diese Stauchung kann sich bei einem praktischen Versuch auch als eine Knickung äußern. Außerdem wurden in Vorversuchen mit einer Werkstückeinspannung mit nur einem Freiheitsgrad zusätzliche Effekte wie eine Verdrehung des Werkstückes um seine Mittelachse ermittelt. Diese Effekte können im Mikrobereich zusätzlich die Axiallage beeinflussen. In Anbetracht der unterschiedlichen Phasen beim Rundkneten können diese Effekte mit der Schließphase der Werkzeuge in Verbindung gebracht werden. Das Werkstück wird in allen Prozessphasen mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit zugeführt. Durch die relative Bewegung zwischen Werkzeugen und Werkstück kommt es zu einer Verdrehung des Werkstückes in der Schließphase. Sind der Verdrehungswinkel bzw. das erzeugte Moment höher als die Streckgrenze, kommt es zu einer bleibenden Verdrehung, die sich mit den einzelnen Schlägen aufsummiert und schließlich zum Versagen führt. In der Schließzeit t_0 wird eine Strecke $z(t_0)$ zurückgelegt, die aber zwischen Einspannung und Werkzeugen bleibt (Bild 4-8).

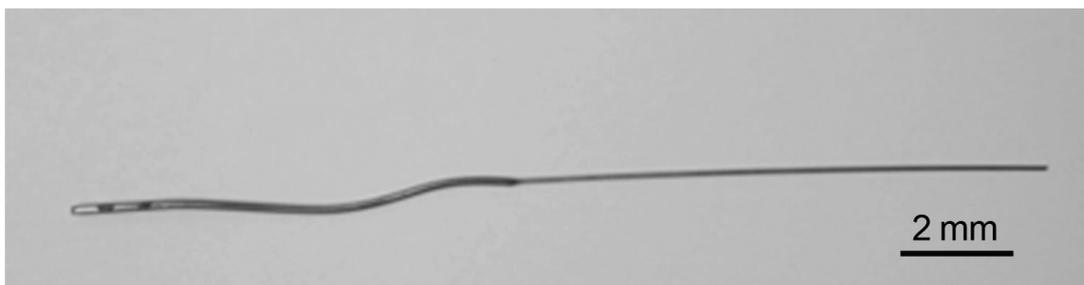


Bild 4-8: Werkstück mit einer Knickung

Bei einer starren Werkstückeinspannung ist aufgrund der Kinematik (Werkstück wird axial vorgeschoben), der Einspannung (Werkstück fest) und der Führung des Werkstückes vor der Umformzone von dem Knickfall 3 der Eulerschen Knickung auszugehen. Für diesen Fall lässt sich die kritische Knicklast, ab der es zu einer plastischen Verformung kommt, mit Gl. 23 bzw. Gl. 24 angeben.

$$F_{K,krit.} = \frac{\pi^2 \cdot EI}{L_K^2} \quad \text{Gl. 23}$$

Bei zylindrischen Stäben lässt sich Gl. 23 ausdrücken als:

$$F_{K,krit.} = \frac{\pi^3 \cdot E \cdot d_0^4}{64 L_K^2} \quad \text{Gl. 24}$$

In den Gl. 23 und Gl. 24 ist E das Elastizitätsmodul, I das Flächenträgheitsmoment eines Stabes, d_0 der Durchmesser und L_K die Knicklänge.

Die Knicklänge hängt von der Länge des Werkstückes, das sich weder in der Einspannung noch in der Führung befindet, ab. Aus Gl. 23 ist erkennbar, dass die kritische Knicklast umso niedriger ist, je größer die Knicklänge ist und somit setzt das Knicken bereits bei niedrigen Belastungen ein. Außerdem geht der Durchmesser in dieser Gleichung aufgrund des Flächenträgheitsmoments mit der vierten Potenz ein (Gl. 24). Mit dem Verhältnis d^4/l_K^2 aus Gl. 24 kann exemplarisch das Knickverhalten im Makro- und im Mikrobereich anschaulich gemacht werden. Für eine 300 mm lange Stange mit einem Durchmesser von 20 mm im Makrobereich und einen Stab mit einem Durchmesser von 1 mm sowie einer Länge von 100 mm beträgt $d^4/l_K^2 = 1,77 \text{ mm}^2$ für den Makro- und $d^4/l_K^2 = 0,0001 \text{ mm}^2$ für den Mikrobereich. Dieses Beispiel zeigt, dass Mikrobauteile anfälliger gegen Knicken sind als Makrobauteile, so dass Maßnahmen zur Minimierung oder Vermeidung der Knickung notwendig sind.

Das folgende Bild 2 bestätigt die Knickungsgefahr der Bauteile im Mikrobereich. Bauteile aus 1.4301 mit $d_0 = 1 \text{ mm}$ wurden mit einem Werkzeug mit Nenndurchmesser $d_{\text{nen}} = 0.75 \text{ mm}$ mit den Vorschubgeschwindigkeiten $v_f = 1; 10; 20$ und 30 mm/s im Vorschubverfahren reduziert. Es ist zu beobachten, dass die längeren Bauteile (L_K höher) früher knicken. Die Untersuchung hat auch eine Streuung zum Zeitpunkt der Knickung ergeben. Insbesondere bei hoher L_K konnte sich eine anfänglich bildende Biegung im Laufe des Prozesses stabilisieren, sodass es nicht zu einer ungewollten Verformung kam. Axialkräfte aus den Versuchen im Bild 2 sind ebenfalls in Abbildung 4.9 eingetragen. Trotz der Abweichung zwischen den errechneten und den gemessenen Werten ist der Trend eindeutig erkennbar.

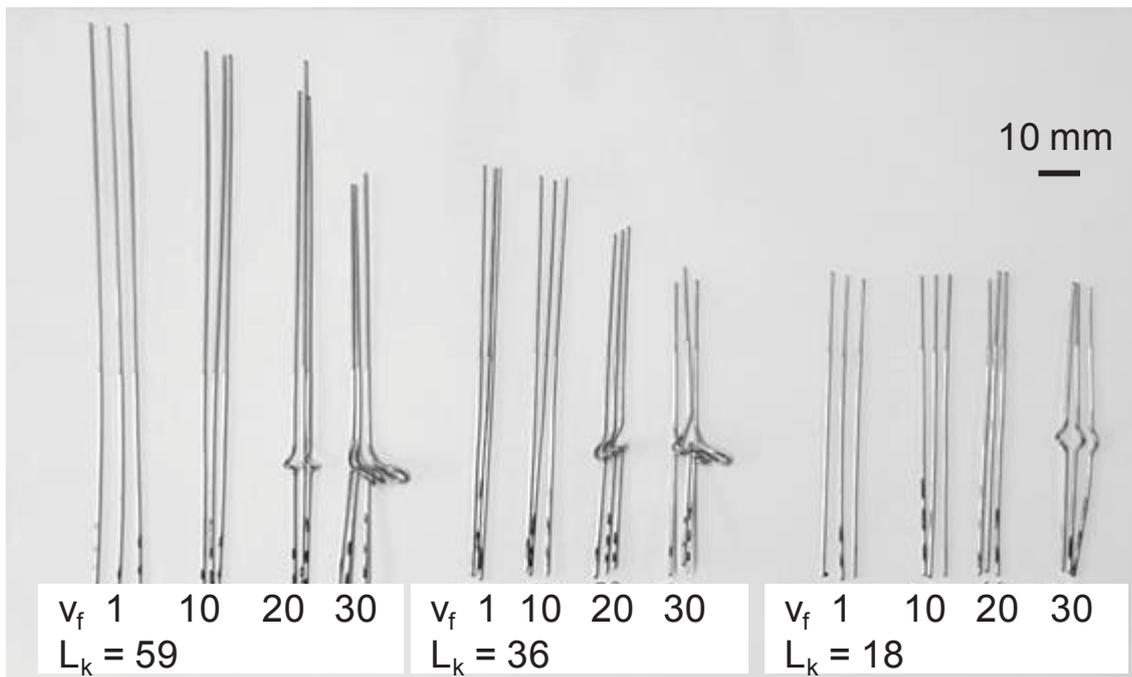


Bild 4-9: Knickempfindlichkeit von schlanken Bauteilen in Abhängigkeit der Bauteillänge und der Vorschubgeschwindigkeit

Da beim Rundkneten Werkstücke mit unterschiedlichen Durchmessern und Längen zum Einsatz kommen, ist eine Beziehung zwischen diesen beiden Parametern zweckmäßig. Der Schlankheitsgrad λ (Gl. 25) beschreibt das Knickverhalten eines Stabes. Bei hohen Schlankheitsgraden ist die Gefahr einer Knickung besonders groß. Mit Bezug auf Gl. 26 ist dies der Fall, wenn der Durchmesser (d_0) bei gleicher Knicklänge reduziert wird und umgekehrt.

$$\lambda = L_K \sqrt{\frac{A}{I}} \quad \text{Gl. 25}$$

Nach dem Einsetzen des Querschnitts A und des Flächenträgheitsmoments I in Gl. 27 ist

$$\lambda = 4 \frac{L_k}{d_0} \quad \text{Gl. 26}$$

Eine weitere wichtige Einflussgröße auf die kritische Knicklast ist der Werkstoff, beschrieben durch das E-Modul in Gl. 24. In Bild 4-10 sind Diagramme der kritischen Knicklast als Funktion des E-Moduls (Bild 4-10 links) und des Schlankheitsgrades (Bild 4-10 rechts) dargestellt.

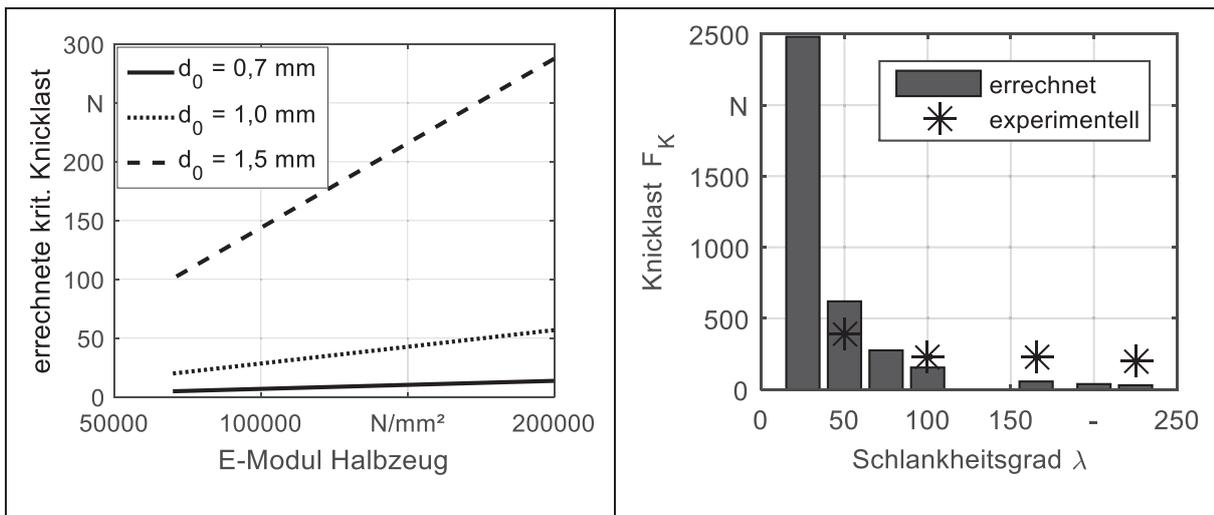
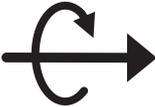
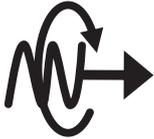


Bild 4-10: Kritische Knicklast in Abhängigkeit vom E-Modul für unterschiedliche Durchmesser (links) und vom Schlankheitsgrad für Stahl 1.4301 mit $d_0 = 1,0$ mm (rechts)

Im Bild 4-10 wurde die gleiche Bauteillänge für die drei Durchmesser angenommen. Für den gleichen Durchmesser gibt es einen linearen Zusammenhang zwischen dem E-Modul und der kritischen Knicklast. Dabei sind festere Werkstoffe (hoher E-Modul) sowie größere Durchmesser ($d_0 = 1,5$ mm) weniger knickanfällig (s. Bild 4-10 links). Die kritische Knicklast verhält sich hyperbelförmig mit dem Schlankheitsgrad (s. Bild 4-10 rechts). Diese Aussagen gelten jedoch nur im elastischen Bereich. Im Makrobereich werden sogenannte Ausweichsteuerungen eingesetzt, um die Vorschubkräfte in der Schließphase der Werkzeuge aufzunehmen. Deshalb kommen überwiegend hydraulische Antriebe zum Einsatz. Im Mikrobereich und für die Bearbeitung mit dem LDA wurde dieses Prinzip der Ausweichsteuerung durch eine adaptive Werkstückeinspannung umgesetzt. Die Grundidee dieses Einspannsystem besteht darin, die Freiheitsgrade des Halbzeuges zu ändern.

Eine genaue experimentelle Analyse der oben beschriebenen Effekte (Knickung und Verdrehung) und deren Einfluss auf die Prozessleistung setzt die Möglichkeit einer eindeutigen Zuordnung der Systemantwort auf gezielte Veränderungen voraus. Aus dieser Anforderung ergeben sich vier unterschiedliche Einspannungsmöglichkeiten für das Werkstück, die sich aus dem Verhalten des Werkstücks während der Bearbeitung ableiten lassen. In Tabelle 4 sind die Bezeichnungen und die Bewegungen des Werkstückes zusammengefasst.

Tabelle 4: Mögliche Werkstückeinspannung beim Mikrorundkneten

Einspannfall I	Einspannfall II	Einspannfall III	Einspannfall IV
Feste Einspannung 	Drehbare Einspannung 	Verschiebbare Einspannung 	Dreh- und verschiebbare Einspannung 

In allen Fällen wird das Werkstück so gespannt, dass es in allen Phasen des Umformens in der Einspannung bleibt. Im Fall der festen Einspannung erfolgt die Einspannung des Werkstückes mit der axialen Bewegung des Vorschubsystems. Zusätzlich können Torsionsmomente und Knickkräfte auf das Werkstück übertragen werden. Die drehbare Einspannung nimmt keine Torsionsmomente auf und erfolgt deshalb mit der Drehbewegung der Werkzeuge, wenn sie im Kontakt mit dem Werkstück sind. Eine axiale Ausweichbewegung erfolgt nicht. Die verschiebbare Einspannung ermöglicht eine axiale Ausweichbewegung des Werkstückes entgegen der Vorschubrichtung. Hier kann ein Torsionsmoment auf das Werkstück übertragen werden. Die dreh- und verschiebbare Einspannung schließlich lässt das axiale Ausweichen und das freie Drehen des Werkstückes zu.

Während sich die feste Einspannung mit Hilfe z.B. eines Bohrfutters einfach realisieren lässt, sind zusätzliche Maßnahmen notwendig, um eine axiale Verschiebung und eine Rotation des Werkstückes zu ermöglichen. Zur überschlägigen Ermittlung der Strecke, die aufgrund der axialen Ausweichbewegung zurückgelegt wird, wurde die Schließzeit bei einer Hubfrequenz von 102 Hz und einer Gesamthubhöhe von 1,0 mm ($h = 0,5$ mm pro Werkzeug) verwendet. Für diese Parameter lag die Schließzeit bei $t_0 = 2$ ms. Mit der Annahme einer Axialvorschubgeschwindigkeit von 300 mm/s beträgt die Vorschubstrecke in der Schließphase $z(t_0) = 0,6$ mm. Ein Konstruktionselement, mit dem die schnellen Ausweichbewegungen umgesetzt werden können, ist eine Druckfeder. Idealerweise muss diese Strecke komplett von der Feder aufgenommen werden. Deshalb gilt für den Federweg:

$$\Delta l \geq z(t_0)$$

Gl. 27

Eine Lagerung der Welle mit einem Axial- und einem Gleitlager ermöglicht die Rotation des Werkstückes. Bild 4-11 zeigt die Konstruktion der adaptiven Werkstückeinspannung mit allen wichtigen Komponenten. An der Anschlussstelle der Werkstückeinspannung wird ein

3-Backenfutter für das Werkstück angeschraubt und der Gesamtaufbau wird über die Schnittstelle fest mit dem Vorschubsystem (Lineardirektantrieb) verbunden.

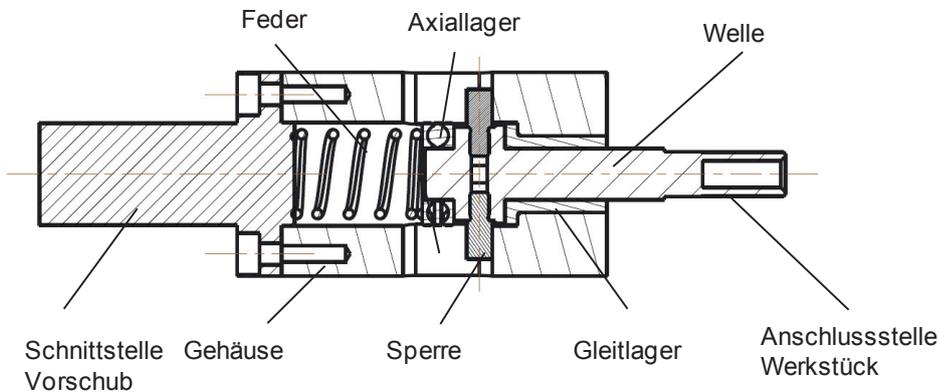


Bild 4-11: Werkstückeinspannung für eine axiale Ausweichbewegung und eine Rotation des Werkstückes

Die Darstellung im Bild 4-11 entspricht dem Fall der Werkstückeinspannung mit axialer Ausweichbewegung (Einspannfall III). Durch die Sperr kann keine Rotation stattfinden. Für die drehende und nicht axial verschiebbare Einspannung muss die Feder durch ein Distanzstück ersetzt werden und die Sperr müssen entfernt werden. Eine axiale Ausweichbewegung und eine Rotation werden möglich, wenn die Sperr von dem Aufbau entfernt werden.

4.5 Messeinrichtung zur Kraftmessung

Die genaue Kenntnis der Prozesskräfte beim Umformen dient einerseits zum besseren Verständnis des Prozesses und andererseits zur besseren Prozessgestaltung. Beispielsweise können Maschinenschäden und Werkzeugversagen durch Überlastung vermieden werden. Zur Ermittlung der Umformkräfte beim Rundkneten ist der Stand der Forschung im Makrobereich, Sensoren in die Werkzeuge zu integrieren. Diese Werkzeuge bieten entsprechend der Maschinengrößen genug Raum für Kraftsensoren. Im Gegensatz dazu lässt sich dies beim Mikrorundkneten (s. Tabelle 3Tabelle 2) mit vertretbarem Aufwand nicht realisieren. Deshalb muss in diesem Fall eine andere Lösung erarbeitet werden [Kuh11].

4.5.1 Konzept zur Radialkraftmessung

Es ist bekannt, dass Fertigungsmaschinen nicht unendlich steif sind. Es treten immer elastische Verformungen aufgrund von Kräften und Momenten auf. Im Makrobereich erfasste Piwek mit Hilfe von lokal positionierten Dehnungsaufnehmer die Verformung des Außenrings des Knetkopfs

während der Umformung [Piw06] . Bei einer ortsfesten Verformung des Außenrings bietet dies die Möglichkeit, die verursachende Kraft zu ermitteln. Problematisch hier ist der umlaufende Eingriffspunkt der Werkzeuge bei Knetköpfen des Typs Innenläufer. Um diese Problematik zu umgehen, bietet es sich an, die gesamte Verformung des Außenrings zu erfassen. Dafür werden auf dem gesamten Umfang des Außenrings lange DMS angebracht. Die Verformung wird zunächst als Spannung erfasst und anschließend über einen Kalibrierungsfaktor auf die Kraft umgerechnet. Bis zur tatsächlichen Kraftmessung sind drei wichtige Schritte notwendig: die Auswahl und Applikation der DMS-Sensoren, die Erarbeitung einer Messstrategie und die Kalibrierung des Aufbaus. Mehrere DMS mit 100 mm Gitterlänge werden benötigt, um den gesamten Ringumfang zu belegen. Die DMS (Sensoren) sind am äußeren Umfang des Außenringes gleichmäßig aufgebracht, wie auf Bild 4-12 rechts zu sehen ist.

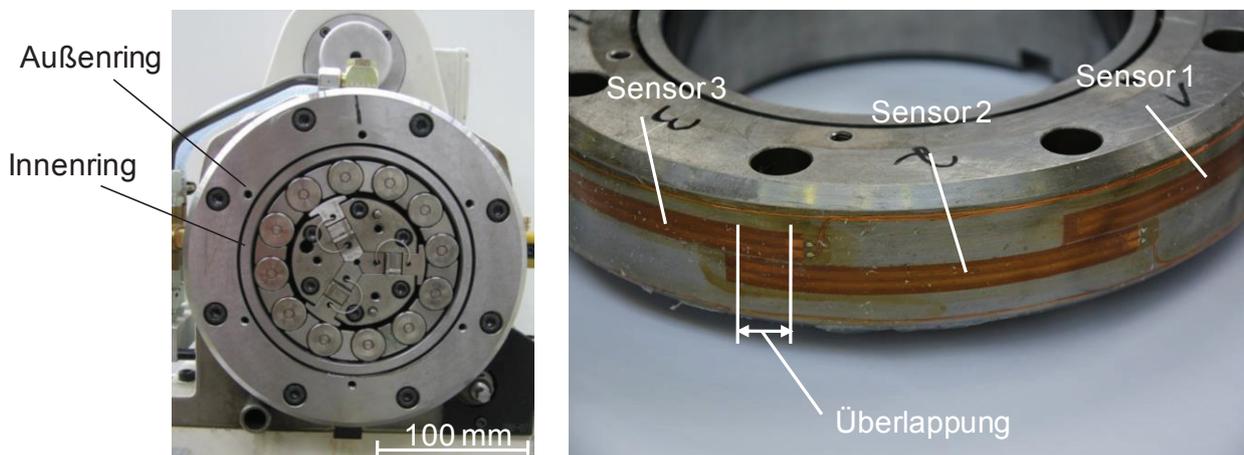


Bild 4-12: Vorderansicht des Knetkopfes ohne Deckel (links), Lage der Sensoren auf dem nicht-montierten Außenring (rechts)

In Bild 4-12 rechts sind Überlappungen zu erkennen. Diese gewährleisten eine vollständige Erfassung der Ausdehnung des Ringes. Die Signale der einzelnen Sensoren wurden separat erfasst und erst nachträglich aufsummiert, dadurch können lokal auftretende Effekte zugeordnet werden. Nach der Applikation der DMS kommt der Kalibrierung des Aufbaus eine entscheidende Rolle zu. Dafür war es notwendig, die Ringausdehnung bei bekannter Belastung zu erfassen. Die Kalibrierung wurde statisch durchgeführt, d.h. bei nicht drehender Maschine. Dafür wurde ein Kalibrierungswerkzeug bestehend aus einer hydraulischen Pumpe, einem Manometer, einer Halterung für Zylinderrollen und einem hydraulischen Zylinder konstruiert (Bild 4-13).

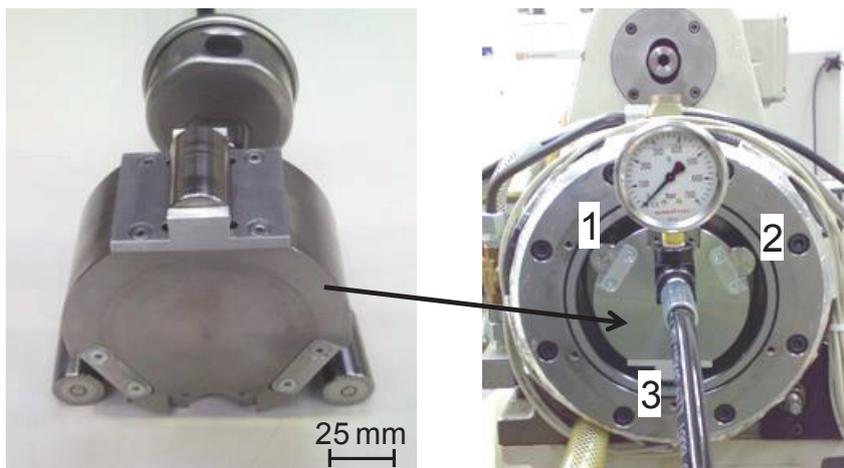


Bild 4-13: Kalibrierwerkzeug (links), Kalibrierungswerkzeug im Knetkopf (rechts)

Beim Aufbau eines Druckes über die Pumpe wird eine Zylinderrolle nach außen gedrückt. Dieser Druck teilt sich auf die Eingriffspunkte (Punkt 1, 2 und 3 im Bild 4-13 rechts) auf. Jeder Angriffspunkt des Kalibrierwerkzeuges stellt eine Werkzeugsäule dar. Die Zylinderrollen sind dieselben, die beim Umformen zum Einsatz kommen. Die Funktionalität des Kalibrierwerkzeuges wurde zunächst an einer Druckprüfmaschine überprüft und die ermittelten Werte entsprachen den Angaben des Herstellers des hydraulischen Zylinders. Zur Aufstellung der Kalibrierskurve wurden Messungen an acht verschiedenen Fixpunkten durchgeführt. Zwischen den Messpunkten gab es einen Winkelabstand von 45° , dabei wurden Drücke zwischen 25 bar und 500 bar verwendet. Mit Gl. 28 können die mit der Pumpe eingestellten Drücke in eine Gesamtradialkraft umgerechnet werden:

$$F = p \cdot 10^5 \cdot \frac{\pi D^2}{4} \quad \text{Gl. 28}$$

Dabei ist p der eingestellte Druck in bar und D der Kolbendurchmesser des eingebauten Hydraulikzylinders. D beträgt in dem vorliegenden Fall 32 mm. Aus den errechneten Kräften und den jeweils ermittelten Spannungswerten (entsprechen der Verformung des Außenringes) für jeden Druck kann die Kalibrierkurve aufgestellt werden (Bild 4.13). Die Steigung der Geraden im Diagramm entspricht dem Faktor für die Ermittlung der Umformkraft bei bekannter Ausdehnung des Außenringes. Zwischen der Ausdehnung des Ringes und der Kraft liegt ein linearer Zusammenhang vor. Diese wird durch ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,998$ bestätigt.

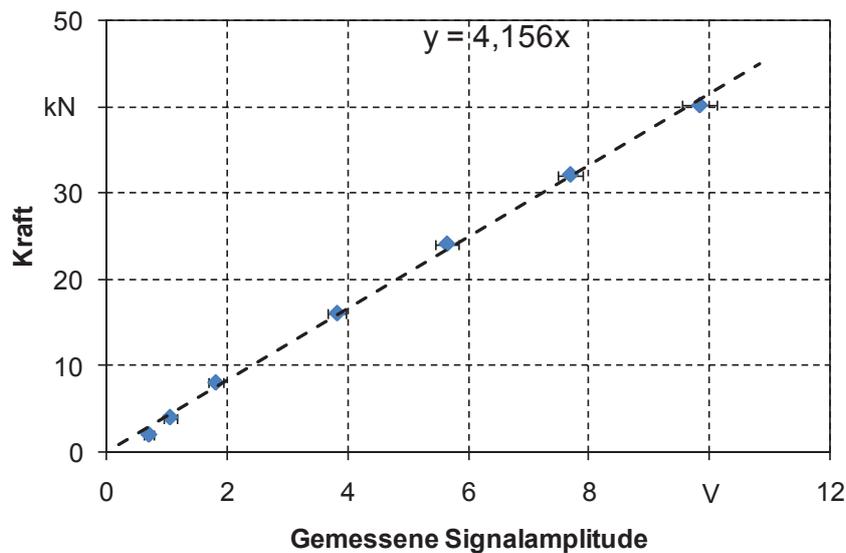


Bild 4-14: Kalibrierkurve zur Ermittlung der Gesamtradialkraft aus der Ausdehnung des Halteringes mittels DMS

Für die Ermittlung der Axialkräfte wurde eine Kraftmesszelle des Typs KRM/1500N/0,5 eingesetzt. Damit können Kräfte bis zu 1500 N erfasst werden. Der Kraftsensor ist in der Verbindungsstelle zwischen der axialen Führungswelle und dem Verbindungswinkel zum Schlitten des Lineardirektantriebes eingebaut.

4.5.2 Kraftverläufe

Bild 4-15 zeigt einen typischen Radial- (oben) bzw. Axialkraftverlauf (unten) beim Vorschubrundkneten. In diesem Fall wird der Durchmesser eines Werkstücks aus Stahl 1.4301 von 1,5 mm auf 0,8 mm reduziert. In den Verläufen sind unterschiedliche Bereiche gekennzeichnet, welche mit den unterschiedlichen Phasen der Umformung korrespondieren. Die Verläufe zeigen die Kräfte kurz vor Beginn der Bearbeitung bis zum Ende des Umformens. Neben dem Einlauf am Anfang und dem Auslauf am Ende der Verläufe sind mindestens fünf unterschiedliche Bereiche zu erkennen. Im Bild sind diese Bereiche mit römischen Zahlen zwischen den beiden Graphen gekennzeichnet.

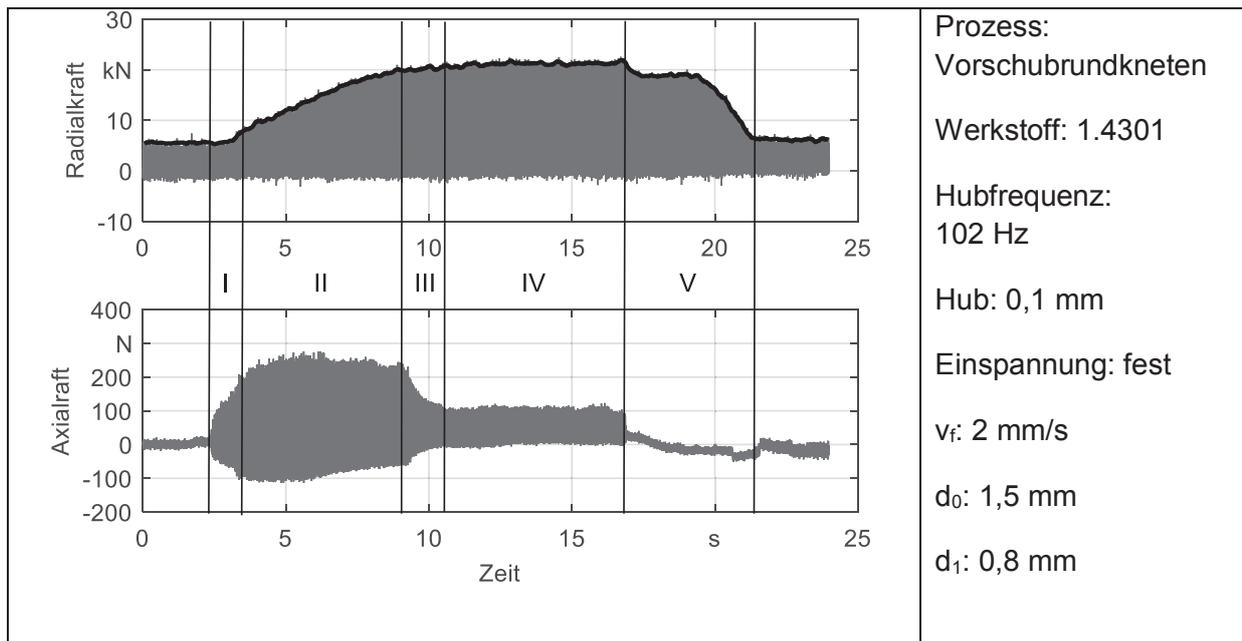


Bild 4-15: Kraftverlauf beim Vorschubrundkneten von Stahl von 1,5 mm auf 0,8 mm

Im ersten Bereich (I) ist die Rundknetmaschine im Betrieb und aufgrund der ausgewählten Vorspannung der Werkzeuge liegt die Radialkraft bereits bei 6 kN. Die Axialkraft beginnt erwartungsgemäß bei 0 N. Die Axialkraft beginnt zu steigen, während die Radialkraft noch auf dem Ausgangsniveau ist. Bei den ersten Kontakten zwischen Werkzeug und Werkstück gibt es einen Widerstand gegen den Vorschub, aber es findet noch keine plastische Verformung statt. Daraus resultiert der Versatz in dem Startpunkt des Kraftanstieges. Zum Ende des ersten Bereiches beginnt die Radialkraft zu steigen. Im zweiten Bereich (II) steigt die Radialkraft kontinuierlich, während das Werkstück mit konstanter Geschwindigkeit in die Maschine eingeführt wird. Die Axialkraft bleibt fast konstant und die Radialkraft steigt, solange der Kalibrierbereich nicht komplett mit Werkstoff gefüllt ist. In diesem Bereich ist die Radialkraft instationär und die Axialkraft stationär. Im dritten Bereich (III) fällt die Axialkraft ab, da sich die Radialkraft nicht mehr stark verändert. Im vierten Bereich (IV) wird der Prozess quasistationär und die Umformkräfte bleiben annähernd konstant, bis die gewünschte Werkstücklänge bearbeitet ist. Im fünften Bereich (V) findet eine Umkehrung der Vorschubbewegung des Werkstückes statt. Dadurch fällt die Axialkraft sofort wieder ab. In der Zeit zwischen dem Anhalten und dem Beginn des Zurückziehens des Werkstückes fällt die Radialkraft leicht ab und beim Zurückziehen fällt die Kraft kontinuierlich auf das Ausgangsniveau ab. Dieser Wert ist erreicht, wenn das Werkstück die Umformzone vollständig verlassen hat, da die größte plastische Verformung abgeschlossen ist. Mit Hilfe einer Hüllkurve lassen sich die maximalen Kräfte aus den Verläufen ermitteln.

Bild 4-16 zeigt typische Verläufe der Kräfte in Radial- a) und Axialrichtung b) beim Einstechen. Ähnlich wie beim Vorschubrundkneten (Bild 4-15) weisen die Kräfteverläufe unterschiedliche charakteristische Bereiche auf. Diese Verläufe stimmen mit denen aus dem Makrobereich überein [Krü96].

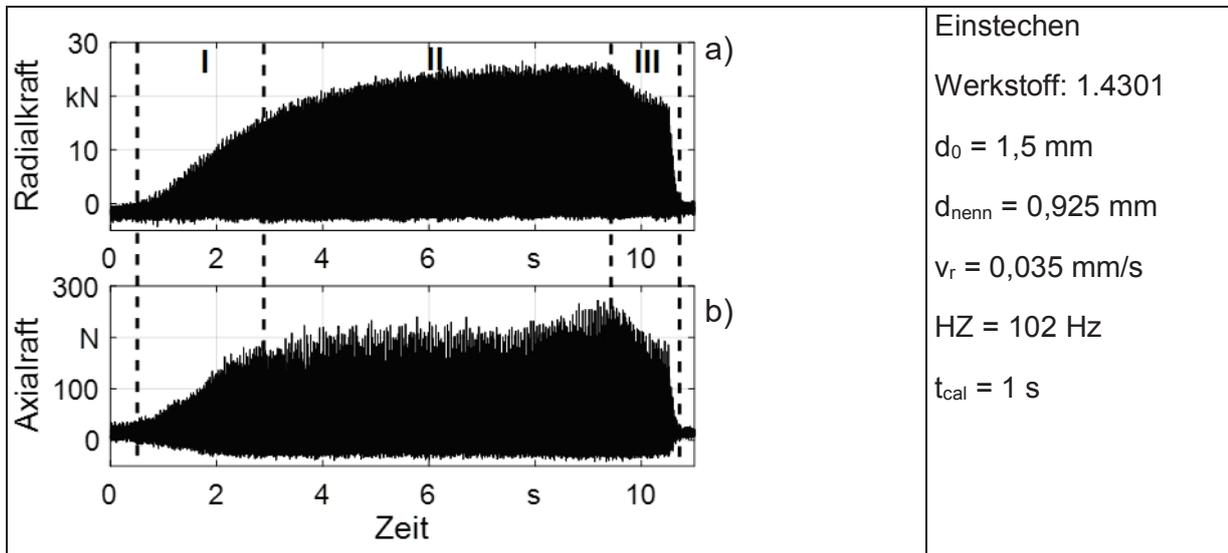


Bild 4-16: Kräfteverläufe bei Einstechen eines Stabes mit $d_0 = 1,5 \text{ mm}$ a.) Radialkraft und b.) Axialkraft

Nach dem schnellen Anstieg im Bereich I steigt die Radialkraft asymptotisch und langsamer im Bereich II gegen einen quasistationären Zustand. Zu Beginn des Umformens ist der Querschnitt des Halbzeuges am größten und mehr Volumen wird verdrängt, dadurch steigen die Kräfte schneller. Mit weiteren Zustellungen verkleinert sich der Querschnitt und die Werkzeug- und Werkstückkontur nähern sich an. Die Axialkraft zeigt annähernd dasselbe Verhalten. Während einer Kalibrierung, d.h., eine Bearbeitung für die Dauer t_{cal} ohne weitere radiale Zustellung der Werkzeuge, sinken sowohl die Axial- als auch die Radialkräfte (Bereich III). Bei der Betrachtung des Einflusses der Umformparameter werden auch hier nur noch die maximalen Kräfte und die Hüllkurven der Verläufe betrachtet.

4.6 Werkstückcharakterisierung

Zur Charakterisierung der Werkstücke nach dem Umformen wurden neben der Messung der Durchmesser metallographische Schlitte angefertigt sowie Härtemessungen, Zugversuche und Oberflächenmessungen durchgeführt.

Geometrische Merkmale

Für eine geometrische Charakterisierung von rotationssymmetrischen Bauteilen kommen im Makrobereich vorzugsweise Koordinatenmessgeräte oder Rundheitsmessgeräte zum Einsatz. Dabei wird der Bereich von Interesse mit einem Taster abgefahren. Aus den erfassten Daten werden anschließend die gewünschten Geometrieinformationen ermittelt. Im Makrobereich wird die Kraft, die der Taster während der Messung auf den Prüfling ausübt, vernachlässigt. Im Mikrobereich jedoch ist aufgrund der niedrigen Steifigkeit der Bauteile mit Verformungen zu rechnen. Diese Problematik lässt sich durch den Einsatz berührungsloser Messtechniken umgehen. Zwei geometrische Merkmale werden in dieser Arbeit charakterisiert: der Durchmesser und die Rundheitsabweichung. Für den Durchmesser wurde eigens eine berührungslose Messvorrichtung entwickelt, welche es ermöglicht, den Durchmesser nicht nur entlang der Bauteillänge, sondern auch an unterschiedlichen Winkelpositionen zu erfassen, um den Umfang der zylindrischen Bauteile zu erfassen. Bild 4 zeigt eine CAD-Konstruktion der Vorrichtung mit den wichtigsten Bestandteilen (Bild 4-17a) sowie einen vergrößerten Abschnitt des Messbereiches (Bild 4-17b). Das Herzstück der Messvorrichtung ist der Sensor. Es handelt sich um ein LED-Mikrometer der Firma ALLSENS Messtechnik mit der Bezeichnung AM-ODS-5. Das Gerät verfügt über eine Messachse und kann Bauteile mit einem Durchmesser zwischen 30 μm und 5 mm erfassen. Eine Präzisionsachse (Antriebsachse), auf der der Sensor befestigt ist, ermöglicht eine Bewegung entlang des eingespannten Bauteils. Der Schrittmotor ist über einem Zahnriemen mit dem eingespannten Bauteil verbunden und sorgt dadurch für dessen Rotation zwischen der Messachse des Sensors. Die Steuerung und die Bedienung der Messvorrichtung finden unter einer Matlab-Umgebung statt. Neben den passenden Führungen und Einspannungen für den Prüfling werden für eine Messung folgende Eingabeparameter benötigt: die Schrittweite in Z-Richtung, den Winkelschritt um die Z-Achse und die gesamte Messstrecke entlang des Bauteils.

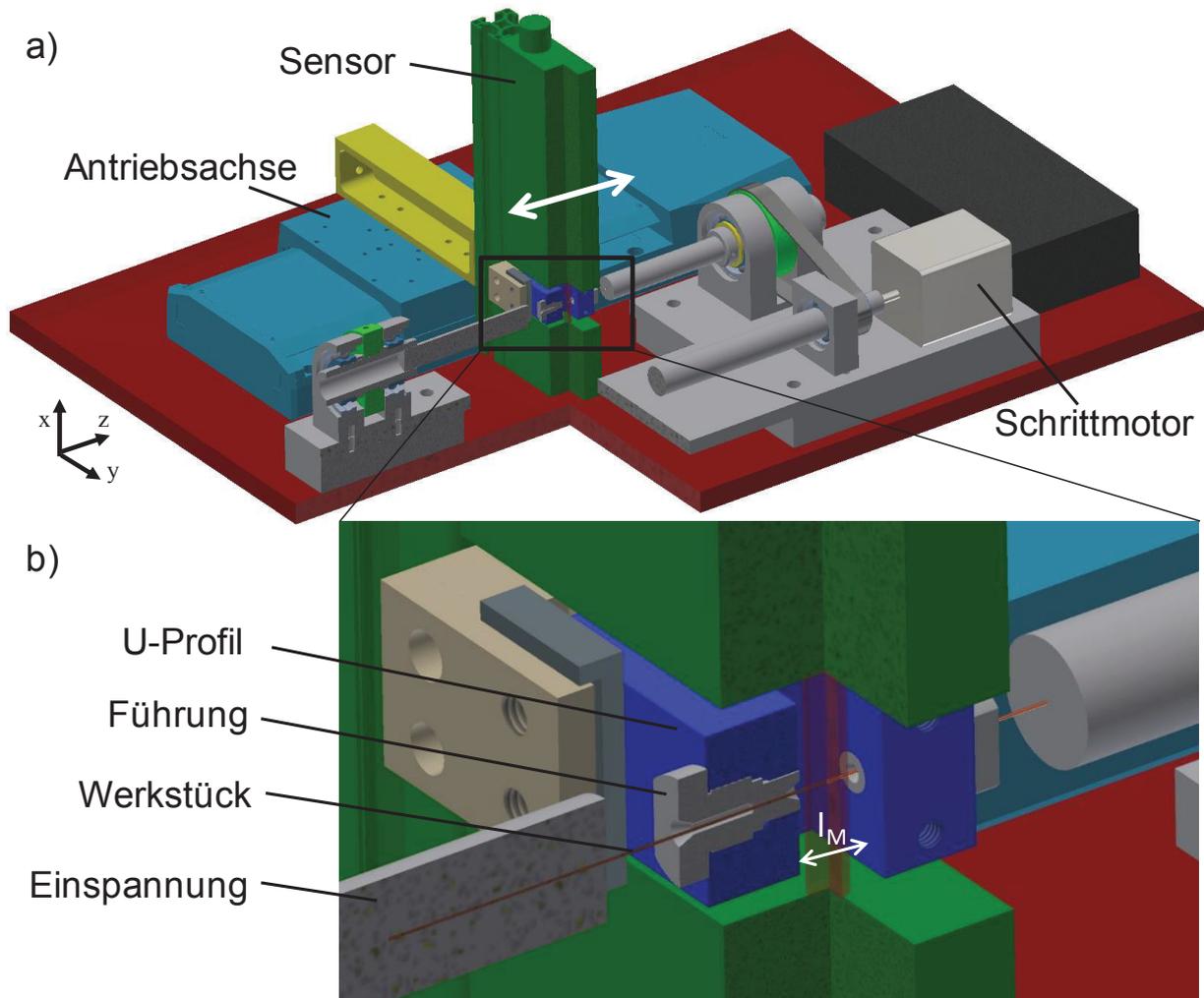


Bild 4-17: CAD-Konstruktion der Messvorrichtung, a) Übersicht, b) Detail des Messbereiches

In Bild 4-18 ist die Messvorrichtung dargestellt. Das LED-Mikrometer (1), die Werkstückeinspannungen (2), die Führungen (3) und jeweils ein Antrieb für das Werkstück (4) (Schrittmotor) und für das Mikrometer (5) (Antriebsachse) sind erkennbar. Das Gerät arbeitet als optischer Linienscanner nach dem Lichtschatten-Messprinzip. Dabei werden parallele Lichtstrahlen von einem Sender auf den Empfänger geschickt, wobei die belichteten und abgeschatteten Pixel auf dem CCD-Liniendetektor logisch ausgewertet werden.

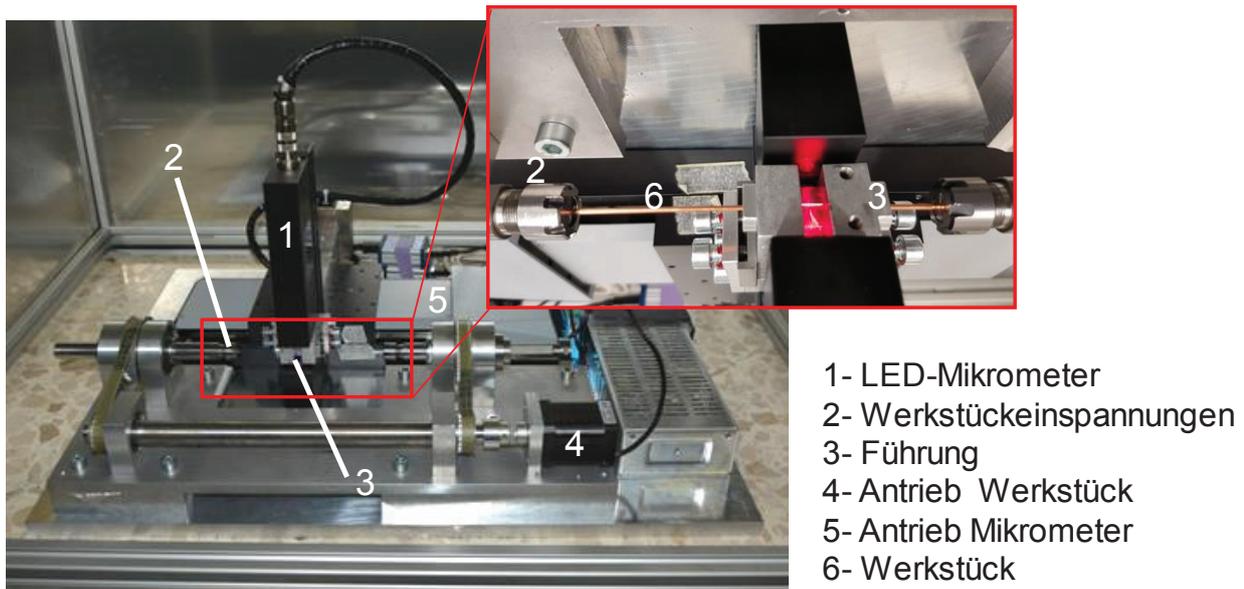


Bild 4-18: Vorrichtung zur geometrischen Charakterisierung der rundgeknetzten Mikrobauteile

Das Werkstück (6) wird in der Einspannung (2) positioniert, dabei steht die Längsachse des Werkstückes (z-Achse) normal zur Fläche, die durch die parallelen Lichtstrahlen ausgespannt wird. Das LED-Mikrometer tastet das Messobjekt in Z-Richtung (Längsrichtung) ab. Zusätzlich kann das Bauteil um definierte Winkel gedreht werden. Bei jeder Z- und Winkelposition gibt das Messgerät den absoluten Durchmesser wider. Anhand der gemessenen Werte und der Lagen der Messungen im Bauteil lassen sich quantitative Aussagen über die erreichbaren Durchmesser machen.

Dadurch, dass die Messvorrichtung in der vorliegenden Ausbaustufe den Durchmesser als Mittelwert aus mehreren tausend Messungen liefert und das Werkstück trotz der Führungen immer noch ein leichtes Spiel im Messbereich I_M haben kann, ist sie nicht für die Ermittlung der Rundheitsabweichung geeignet. Die Erfassung der Durchmesser unter mehreren Winkeln und die Bildung der Differenz zwischen dem größten und dem kleinsten Radius kann dennoch als eine grobe Abschätzung der Rundheitsabweichung betrachtet werden. Für eine genauere Aussage zur Rundheit wurde auf eine grafische Auswertung von Querschliffen der Bauteile gesetzt. Der Nachteil dieses Vorgehens ist der hohe Aufwand für das Einbetten und Schleifen der Proben. Von den angefertigten Querschliffen der Bauteile werden hochauflösende Aufnahmen mit 10-facher Vergrößerung gemacht. Anschließend werden die Aufnahmen softwaretechnisch ausgewertet, indem ihre Kontur erkannt und erfasst wird. Die Konturdaten bilden dann die Basis zur Berechnung der Rundheitsabweichung. In der folgenden Tabelle 5 sind die Eckdaten der Messvorrichtung zusammengefasst.

Tabelle 5: Eckdaten der Messvorrichtung

Parameter / Eigenschaft	Wert	Einheit
Minimaler Objektdurchmesser	0,3	mm
Maximale Objektdurchmesser	5	mm
Lichtquelle	LED	-
Messgenauigkeit	0,7	μm
Maximale Messstrecke	99	mm
Minimale Schrittweite (z)	0,4	μm

Oberflächenrauheit

Ähnlich wie für die geometrischen Merkmale wurde zur Erfassung der Oberflächenbeschaffenheit anstatt eines Tastschnittverfahrens, wie es im Makrobereich weit verbreitet ist, eine optische Methode ausgewählt. Hierfür kam ein konfokales Mikroskop der Firma Keyence mit der Bezeichnung VK-X200 Series zum Einsatz. Die Objektivvergrößerung lag bei 20X. Bei der konfokalen Mikroskopie ist der Tiefenschärfebereich extrem gering. Immer nur ein Punkt der Probenoberfläche wird scharfgestellt. Durch eine Verschiebung der Fokusebene des Objektivs und eine Rasterung in der Ebene kann das Bild des zu untersuchenden Probenbereiches zusammengesetzt werden. In den Aufnahmen kann die Flächenrauheit nach ISO25178 [ISO12] ermittelt werden.

Metallographische Schliffe

Die Schliffe dienen dazu, das Gefüge des Werkstückes zu bestimmen. Sowohl Längs- als auch Querschliffe wurden angefertigt. Dafür wurden die Proben eingebettet und parallel (Längsschliffe) oder quer (Querschliff) zur Mittelachse geschliffen. Nach dem Polieren und Ätzen mit geeignetem Ätzmittel wurde das Gefüge mit dem Lichtmikroskop untersucht.

Härtemessung

Die Härte beschreibt den Widerstand eines weichen Körpers gegen das Eindringen eines härteren Körpers. Aufgrund der kleinen Dimensionen der Bauteile wurden die Härtemessungen in dieser Arbeit an den zuvor hergestellten Probenschliffen durchgeführt. Es wurden sowohl einzelne Härtewerte als auch Härteverläufe gemessen, wobei ein Härteverlauf aus mehreren Einzelmessungen entlang einer Linie besteht. Das verwendete Messgerät war eine Mikrohärteprüfmaschine des Typs Fischerscope H100C. In allen Fällen wurde die Martenshärte

(früher Universalhärte) ermittelt. Dafür wurde eine gleichseitige Pyramide aus Diamant (Vickerspyramide) verwendet.

Zugversuch

Hauptsächlich wurden statische Zugversuche durchgeführt. Der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf das Verhalten rundgekneteter Bauteile aus 1.4301 unter dynamischer Belastung wurde mit einem Schwingtest ermittelt. Die Zugversuche wurden an einer Zugprüfmaschine des Typs Instron ElectroPuls 1000 durchgeführt (Bild 4-19a). Gemäß der DIN EN 10002 Teil 1 können runde Proben mit Durchmesser unter 4 mm unbearbeitet gezogen werden. D.h., das Taillieren der Zugproben, um die Bruchstelle zu definieren, war daher nicht notwendig. Die meisten Proben in dieser Arbeit haben einen Durchmesser unterhalb von 1mm. Die Vorbereitung der Proben für den statischen Zugversuch besteht darin, den Bereich des Bauteils, der von Interesse ist, auszuwählen und die gewünschte Länge zu trennen. Auf die getrennte Probe werden zwei weiße Markierungen mit einem Durchmesser von 1 mm in einem Abstand von ca. 20 mm voneinander angebracht (Bild 4-19b). Die Markierungen werden während des Zugversuches mit Hilfe eines Videoextensometers verfolgt, so dass die Dehnung der Probe erfasst werden kann. Die Proben werden mit Keil-Probenhalter gespannt.

Um eine Kerbwirkung während der Schwingversuche zu vermeiden und eine sichere Übertragung der Prüflast auf den schlanken Prüfling über mehrere Lastspiele zu gewährleisten, wird ein Probenhalter bestehend aus zwei gehärteten Rollen verwendet Bild 4-19. Alle Enden des Prüflings werden mit mindestens zwei Umschlingungen an einer Rolle befestigt. Dadurch werden Zugspannungen entlang des Rollenumfangs abgebaut. Aufgrund der Verwendung dieses speziellen Probenhalters werden längere Proben benötigt. Dafür wurde den Rollenvorschubantrieb eingesetzt, welcher geringere Vorschubgeschwindigkeiten als die Verwendung eines Lineardirektantriebs erlaubt, da bei diesem der Werkstofffluss entgegen der Vorschubrichtung noch nicht beherrscht werden kann. Eine weitere Einschränkung bei der Schwingfestigkeitsuntersuchung bezieht sich auf den Werkstückwerkstoff. Aufgrund der niedrigen Festigkeit von Kupfer und Aluminium und des Antriebs des Halbzeuges durch Druck und Reibung der Antriebsrollen, kommt es bereits zwischen den Rollen zu einer starken Verformung, welche sich mit der Umformung durch die Umformwerkzeuge überlagert. Das Material 1.4301 weist jedoch dieses Verhalten nicht auf und wird aufgrund dessen als einziger Werkstoff betrachtet. Die Prüffrequenz während der Wechselbelastung der Proben liegt bei $f_{\text{Prüf}} = 50 \text{ Hz}$ und das Spannungsverhältnis ist $R_{\sigma} = 0,1$. Alle Proben werden bis zum Probenversagen durch Bruch oder bis zur Grenzschnitzspielzahl ($N_G = 10^7$) belastet.

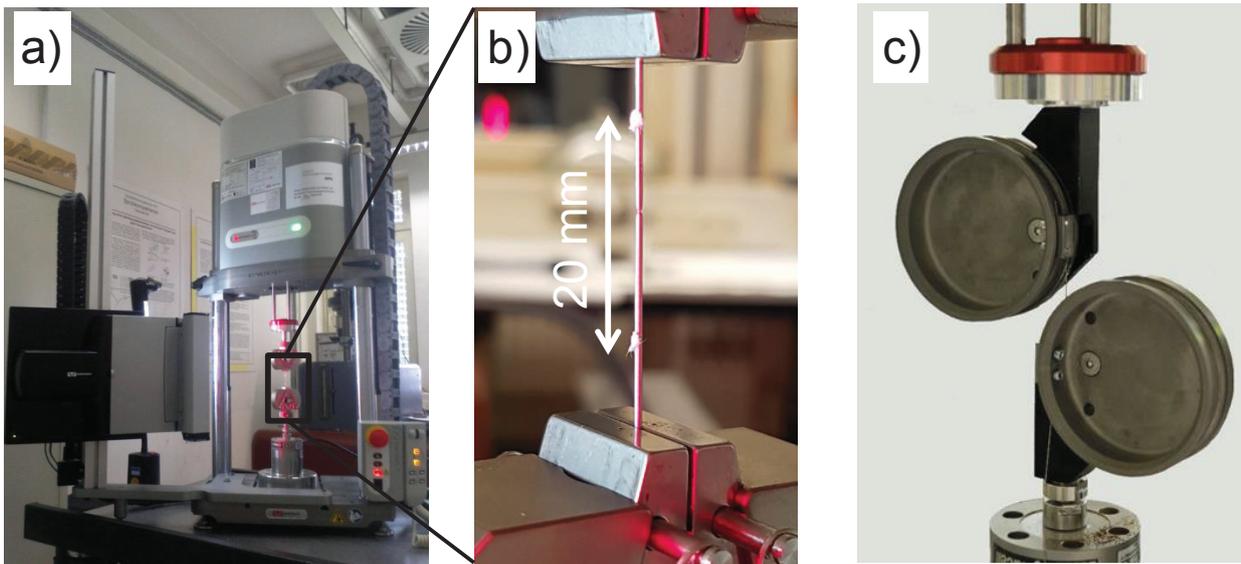


Bild 4-19: Zugversuch a) Zugprüfmaschine, b) Probe mit Markierungen in den Keil-Probenhalten für statische Zugversuche, c) Probenhalter für dynamische Zugversuche

5 Prozessfenster und Prozessgrenzen

Bedingt durch die Definition der Toleranzen gibt es im Allgemeinen in der Fertigungstechnik immer Bereiche von Prozessparametern und Einstellungen, in denen eine Fertigung unter Einhaltung der Vorgaben oder Anforderungen möglich ist. Bezogen auf einzelne Prozessparameter sind diese Bereiche Prozessfenster. Für einen Prozess wie das Mikrorundkneten, der weitestgehend noch nicht wissenschaftlich untersucht wurde, ist es deshalb wichtig, zu ermitteln, unter welchen Bedingungen das Umformen am besten gelingt und welche Parameter den Prozess begrenzen. Aufgrund der großen Zahl an Einflussparametern muss aber der Untersuchungsbereich eingegrenzt werden, ohne soweit wie möglich auf eine Verallgemeinerung zu verzichten. Als Eingangsp Parameter der Untersuchungen werden die Werkzeuge, die Prozessgeschwindigkeiten, der tribologische Zustand, der Umformgrad und der Werkstoff ausgewählt und zur Bewertung der Umformung wird der Zeitpunkt des Einsetzens eines Versagens betrachtet.

5.1 Ermittlung der Prozessfenster beim Vorschubrundkneten

Die Anzahl der Einflussparameter beim Rundkneten und die Erfahrungen aus dem Makrobereich lassen vermuten, dass im Mikrobereich unterschiedliche Prozessfehler und -bedingungen das Umformen beschränken können. In diesem Kapitel sollen deshalb die Prozessfenster diskutiert werden, in denen das Vorschubrundkneten im Mikrobereich sicher durchgeführt werden kann. Dabei geht es zum einen um die tatsächlich erreichbare maximale Vorschubgeschwindigkeit und zum anderen um die erreichbaren Umformgrade. Zum Schluss werden die Prozessgrenzen beim Mikrorundkneten abgeleitet.

Die Bewertung zur Festlegung der Grenzen erfolgt zum einem qualitativ durch Feststellung des Versagens (Flügelbildung, Bruch, zerstörte Oberfläche) und zum anderen durch Einsatz von Schablonen mit definierten Durchmessern (Biegung und Torsion). Während die zwei ersten Versagen im umgeformten Bereich des Bauteils auftreten, treten Biegung und Torsion in dem Bereich zwischen der Einspannung und der Umformzone auf. Des Weiteren ist eine eindeutige Unterscheidung zwischen den zwei letzten Versagensarten nicht immer möglich, da sie meistens gleichzeitig auftreten. Die Entstehung des Versagens soll in Verbindung mit den Prozessparametern gebracht werden. In Tabelle 6 sind die Nenndurchmesser der Werkzeuge für das Vorschubrundkneten angegeben. Der Nenndurchmesser beschreibt die lichte Weite des Kalibrierbereichs eines zusammengesetzten Werkzeugsatzes.

Tabelle 6: Nenndurchmesser der Werkzeuge für das Vorschubrundkneten

Werkzeuge	WZ02	WZ03	WZ04	WR05	WZ08
Nenndurchmesser $d_{\text{Nenn}}(\mu\text{m})$	150	260	360	450	750

Neben den Werkzeugen kamen auch drei unterschiedliche Grundbacken zum Einsatz: H01, H02 und H04 mit jeweils $h = 0,05 \text{ mm}$, $h = 0,1 \text{ mm}$ und $h = 0,2 \text{ mm}$ Hub pro Werkzeug.

Die Abbruchkriterien bei der Ermittlung der Prozessfenster waren die Fehler, die in Vorversuchen festgestellt wurden (Bruch, Flügelbildung, Torsion und Knickung). Die Kriterien Torsion und Knickung sind keine plötzlichen Erscheinungen, sondern verstärken sich allmählich mit der Geschwindigkeit. Diese Tatsache macht es notwendig, festzulegen, ab wann ein Bauteil als Ausschuss gilt. Deshalb wurden unterschiedliche Stufen für die Bewertung dieser Versagensarten eingeführt.

- Stufe 0: Es liegt keine Torsion/Biegung vor
- Stufe 1: Eine leichte Deformation ist zu erkennen, aber genügend Werkstoff ist umgeformt worden.
- Stufe 2: Die Deformation ist stark ausgeprägt.

Die Trennung der Teile mit diesem Versagen wird mit einer Lehre durchgeführt. Die Lehre in dieser Arbeit ist 15 mm hoch und verfügt über mehrere abgestuften Bohrungen. Alle Teile, die nicht durch eine Bohrung der Lehre mit dem 1,2-fachen Wert des Ausgangsdurchmessers (d_0) hindurchpassen, fallen in die Stufe 2. D.h. beispielsweise, dass nach dem Umformen eines Halbzeugs mit $d_0 = 1,0 \text{ mm}$ Ausgangsdurchmesser das umgeformte Bauteil mit dem restlichen Ausgangsmaterial durch eine Bohrung von maximal 1,2 mm Durchmesser passen muss, um für weitere Auswertungen betrachtet zu werden. Das bedeutet für dieses Beispiel, dass die Abweichung von der Zylindrizität maximal 0,2 mm beträgt. Die Teile der Stufe 2 sowie die mit Bruch und Flügel werden als Ausschussteile betrachtet. Bild 5-1 zeigt qualitativ die Veränderung der Geradheit des nicht verformten Bereiches nach einem Umformen von 0,7 mm auf 0,5 mm mit unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten.

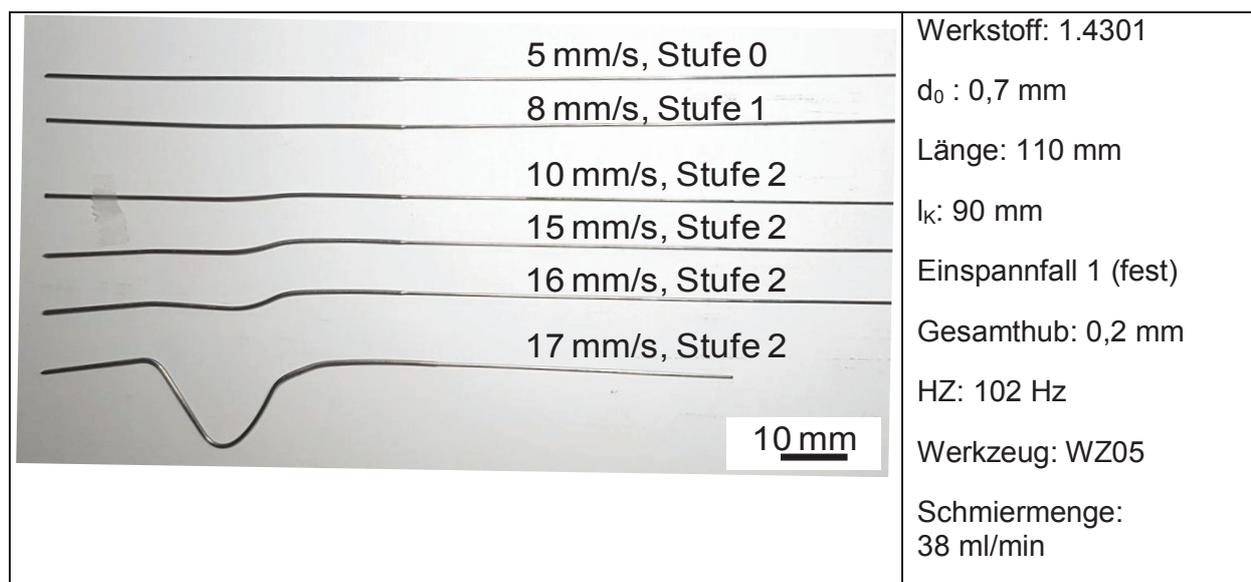


Bild 5-1: Entwicklung der Knickung beim Umformen mit unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten

Einfluss der Tribologie auf die Vorschubgeschwindigkeit

Sowohl für die Bearbeitung mit (nass) als auch ohne KSS (trocken) wurden die Umformungen mit jedem Werkzeug und jedem Ausgangsdurchmesser d_0 in einem Durchgang durchgeführt. Die Werkstücke waren alle fest eingespannt. In Bild 5-2 sind die aus den Versuchen ermittelten maximalen Vorschubgeschwindigkeiten dargestellt. Dabei steht VA für Stahl 1.4301, Cu für Cu-ETP und Al für Al99,5. Von allen im Bild angegebenen Enddurchmessern werden mit dem Werkzeug mit 450 μm Nenndurchmesser (WZ05) die niedrigsten Umformgrade erreicht. Hier war eine Umformung für nahezu alle vorhandenen Ausgangsdurchmesser möglich. Eine Ausnahme war das Aluminiumhalbzeug mit $d_0 = 2$ mm, das sich zu keinem tribologischen Zustand umformen ließ.

Der Unterschied zwischen Nass- und Trockenbearbeitung macht sich besonders bei 1.4301 und Al99,5 eindeutig bemerkbar. Der Stahl lässt sich bei allen Durchmessern mit Schmiering mit einer höheren Vorschubgeschwindigkeit umformen als ohne Schmiering. Die Besonderheit beim Aluminium ist, dass für einige Umformgrade das Umformen nur im trockenen Zustand möglich ist. Für Halbzeuge mit $d_0 = 1,0$ mm und $d_0 = 1,5$ mm fand unter Einsatz vom KSS keine Umformung statt, während eine Trockenbearbeitung möglich war. Alle Halbzeuge aus Kupfer ließen sich umformen und der Unterschied zwischen der Trocken- und die Nassbearbeitung war weniger ausgeprägt als bei Stahl und Aluminium. Die Tendenz ist vergleichbar mit der des Stahls, da mit Schmiering geringfügig höhere Vorschubgeschwindigkeiten erreicht werden können.

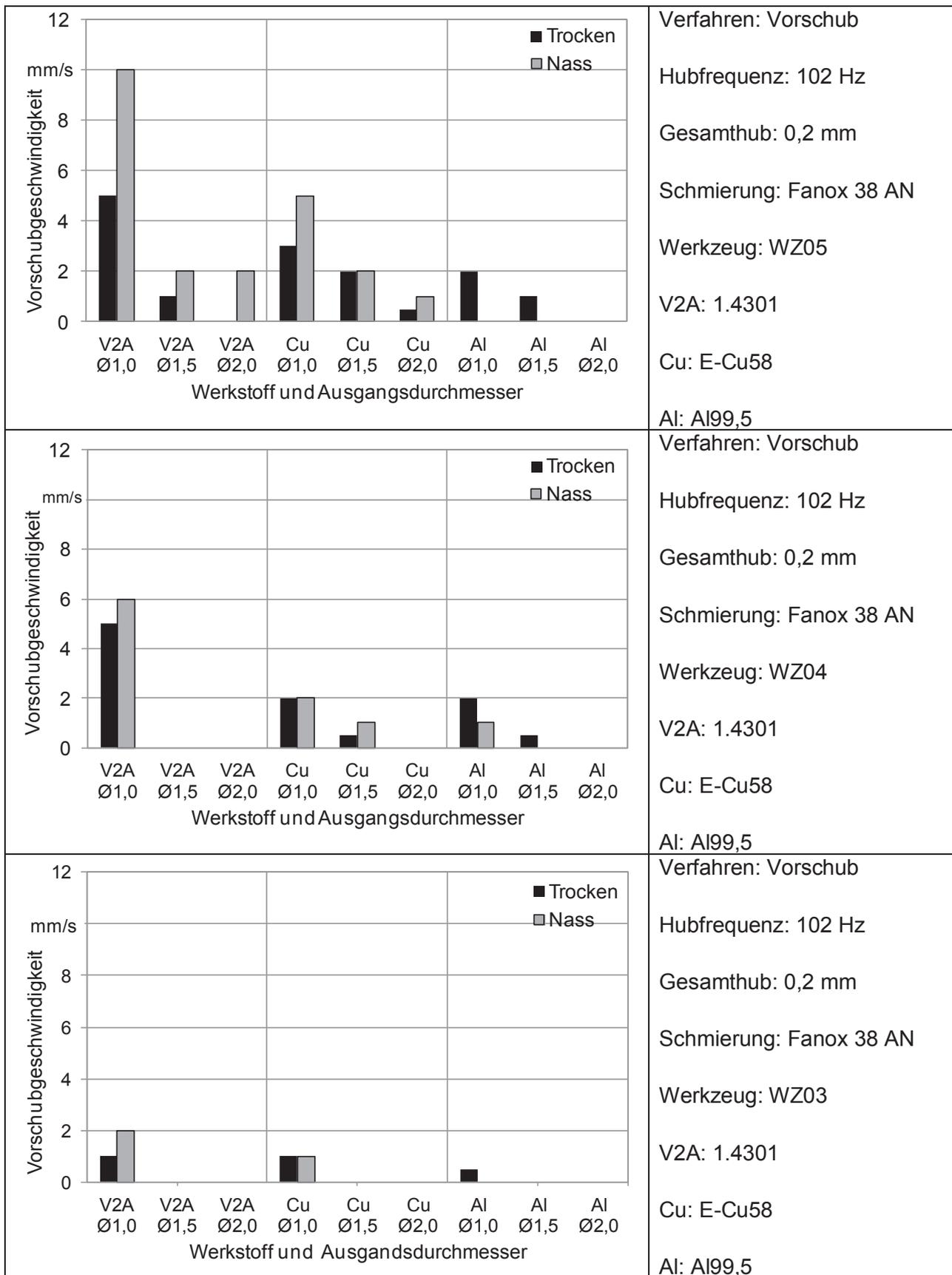


Bild 5-2: Vergleich der Prozessfenster für die Bearbeitung mit und ohne KSS

Mit dem Werkzeug mit 350 μm Nenndurchmesser (WZ04) lag ein höherer Umformgrad als mit dem Werkzeug WZ05 mm vor und eine Bearbeitung der Halbzeuge mit $d_0 = 2 \text{ mm}$ fand sowohl mit Schmierung als auch ohne nicht mehr statt. In diesem Fall beträgt der Umformgrad ca. 3,2 und scheint zu hoch für das Umformen in einem Schritt zu sein. Wie beim Werkzeug WZ05 war das Umformen von Stahl und Kupfer mit Schmierung mit einer höheren Vorschubgeschwindigkeit als ohne möglich. Halbzeuge mit $d_0 = 1,0 \text{ mm}$ und $d_0 = 1,5 \text{ mm}$ konnten reduziert werden. Bei Aluminium sind diese Reduzierungen ebenfalls möglich, allerdings ohne Schmierung. Mit Schmierung erfolgte lediglich eine Reduzierung des Halbzeuges mit 1 mm Ausgangsdurchmesser. Das bedeutet auch in diesem Fall für Aluminium, dass ohne Schmierung höhere Prozessleistungen erreicht werden.

Mit dem Werkzeug mit 0,3 mm Nenndurchmesser konnten nur Halbzeuge aus Stahl und Kupfer mit $d_0 = 1,0 \text{ mm}$ umgeformt werden. Die maximale Vorschubgeschwindigkeit von 2 mm/s wurde dabei für den Stahl erreicht. Der Grund für die niedrige Vorschubgeschwindigkeit ist wieder der hohe Umformgrad, der hier erreicht wurde. Wie für die Werkzeuge mit 0,5 mm und 0,4 mm Nenndurchmesser ist die Bearbeitung von Stahl mit Schmierung günstiger als ohne. Das Verhalten des Kupfers ist für die beiden tribologischen Zustände vergleichbar. Die Erkenntnisse der Trockenbearbeitung bezogen auf das Aluminium stimmen gut mit den Ergebnissen der FE-Simulation überein. Das Umformen ohne Kühlschmiermittel entspricht in diesem Fall einer Simulation mit einem hohen Reibungskoeffizienten. Bei dieser Simulation zeigte sich, dass sich die neutrale Zone in Richtung des Ausgangsdurchmessers bewegt und somit mehr Werkstoff in die Umformzone gedrückt wird und sich dadurch das Umformen verbessert. Im Gegensatz zur hohen theoretischen Vorschubgeschwindigkeit (Tabelle 1) ist hier zu erkennen, dass der Umformgrad und die Festigkeit des Werkstoffes entscheidend sein müssen. Bei gleichen Maschineneinstellungen versagen weichere Werkstoffe vorzeitig und nur kleinere Umformgrad können realisiert werden. Mit dem WZ08 und Halbzeugen mit $d_0 = 1,0 \text{ mm}$ erreicht $v_f = 15 \text{ mm/s}$ für Stahl 1.4301, $v_f = 10 \text{ mm/s}$ für Cu-ETP und $v_f = 6 \text{ mm/s}$ für Al99,5. Der geringe Umformgrad begünstigt also den Axialfluss des Werkstoffes.

Einfluss der Werkstückeinspannung auf die maximale Vorschubgeschwindigkeit

Aus Tabelle 1 geht hervor, dass theoretisch sehr hohe Axialvorschubgeschwindigkeiten erreicht werden können. Demgegenüber stehen die in Experimenten mit einer festen Einspannung erzielten geringeren Vorschubgeschwindigkeiten. Außerdem hat sich in der Simulation bei dieser Einspannung eine Stauchung des Halbzeuges ergeben. Für das Umformen von 1,0 mm auf 0,8 mm liegt ein Gesamtumformgrad von 0,46 vor. Rechnerisch sollte diese Reduzierung für alle Werkstoffe mit einer Vorschubgeschwindigkeit bis ca. 130 mm/s bei einem Gesamthub von

0,4 mm (Grundbackenhub 0,2 mm) möglich sein. Für die Einspannfälle aus Tabelle 4 sowie mit vier unterschiedlichen Werkstoffen sind die maximalen Vorschubgeschwindigkeiten in Bild 5-3 dargestellt. Die eingebaute Druckfeder mit einer Federrate von 1,129 N/mm war für alle Werkstoffe dieselbe und war mit einer Kraft $F_{\text{vor}} = 10,6 \text{ N}$ vorgespannt.

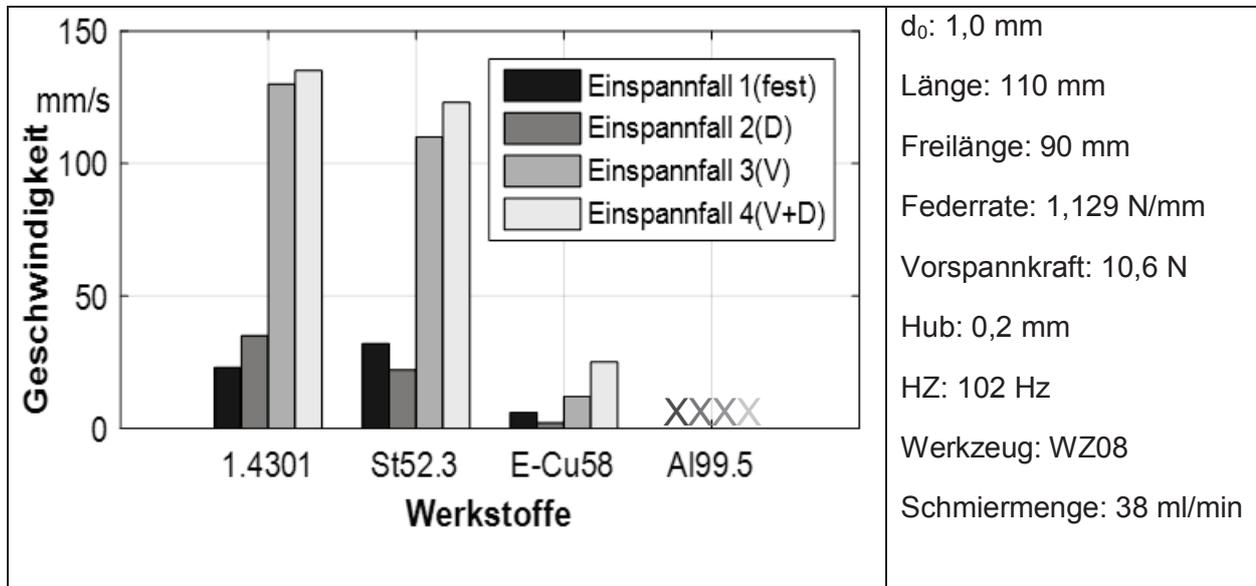


Bild 5-3: Maximale Vorschubgeschwindigkeit im Vorschubverfahren für unterschiedliche Werkstoffe und Werkstückeinspannungen

Bis auf das Aluminium wird für alle Werkstoffe in Verbindung mit den Einspannfällen III und IV eine deutliche Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit gegenüber der festen Einspannung (Fall 1) erzielt. Mit dem Einspannfall 1 (fest) treten ausschließlich Knickung und Torsion als Versagen auf. Die FE-Analyse hat gezeigt, dass bei einem Schlag auf Grund der Fließscheide Werkstoff entgegen der Vorschubrichtung fließt. Das zurückfließende Volumen und das zugestellte Volumen aus der Vorschubbewegung führen also zu einer höheren Knicklast bei der festen Einspannung. Diese Knicklast steigt mit der Vorschubgeschwindigkeit bis zum Versagen. Für den Einspannfall IV sind es die Flügelbildung für die Stähle und Torsion und Knickung für Kupfer und Aluminium. Im Allgemeinen deutet die Flügelbildung auf eine Überfütterung der Werkzeuge oder auf eine fehlende relative Rotationsbewegung zwischen dem Werkstück und den Werkzeugen hin. Die Überfütterung beschreibt den Zustand, bei dem mehr Werkstoff durch die Vorschubbewegung zugestellt wird, als von den Werkzeugen ohne ungewolltes Fließen in die Werkzeugspalte (radialer Werkstoffrückfluss) verarbeiten kann. Dieser Zustand lässt sich im Prozess experimentell nicht nachweisen. Messungen an der Welle der Spannvorrichtung sind aber eine Bestätigung dafür, dass sich die Werkstücke aus Stahl für Vorschubgeschwindigkeiten oberhalb der ermittelten Grenzen mit der gleichen Drehzahl wie die Knetwelle drehen. Als Folge

fließt der Werkstoff in die Spalte und es kommt zur Flügelbildung. Der Einspannfall IV führt nur zu einer geringfügigen Erhöhung der maximalen Vorschubgeschwindigkeit im Vergleich zum Einspannfall III. Während dieser Wert mit der festen Einspannung nicht erreicht wird, wird er mit der Zulassung einer axialen Ausweichung und der Rotation (Einspannfälle III und IV) sehr gut angenähert. Dagegen sind die Geschwindigkeiten bei Kupfer und Aluminium weit unter dem theoretischen Wert. Mit einem Austausch der Feder oder der Vorspannung können für Aluminium und Kupfer höhere Geschwindigkeiten, als im Bild 5-3 beschrieben, erreicht werden, jedoch reichen diese Geschwindigkeiten nicht an die theoretischen Werte heran. Mit einer niedrigeren Vorspannung liegt die maximale Vorschubgeschwindigkeit für Kupfer bei 55 mm/s und für Aluminium mit einer weicheren Feder (Federrate 0,645 N/mm) bei 2 mm/s. Das Versagen bleibt für beide Werkstoffe die Biegung und die Torsion. Die oben beschriebenen Ergebnisse zeigen die Abhängigkeit der erreichbaren maximalen Vorschubgeschwindigkeiten vom Werkstoff und der Werkstückeinspannung. Die vorangegangenen Beschreibungen lassen sich am besten mit einer Kraftmessung stützen. Im Bild 5-4 sind Hüllkurven der Axialkraftverläufe dargestellt. Darauf ist zu erkennen, dass

- beim Umformen ohne Feder höhere Axialkräfte als mit einer Feder an das Vorschubsystem übertragen werden.
- die Kräfte mit der Dauer der Bearbeitung steigen. Die maximale Kraft liegt immer zum Ende der Bearbeitung vor.

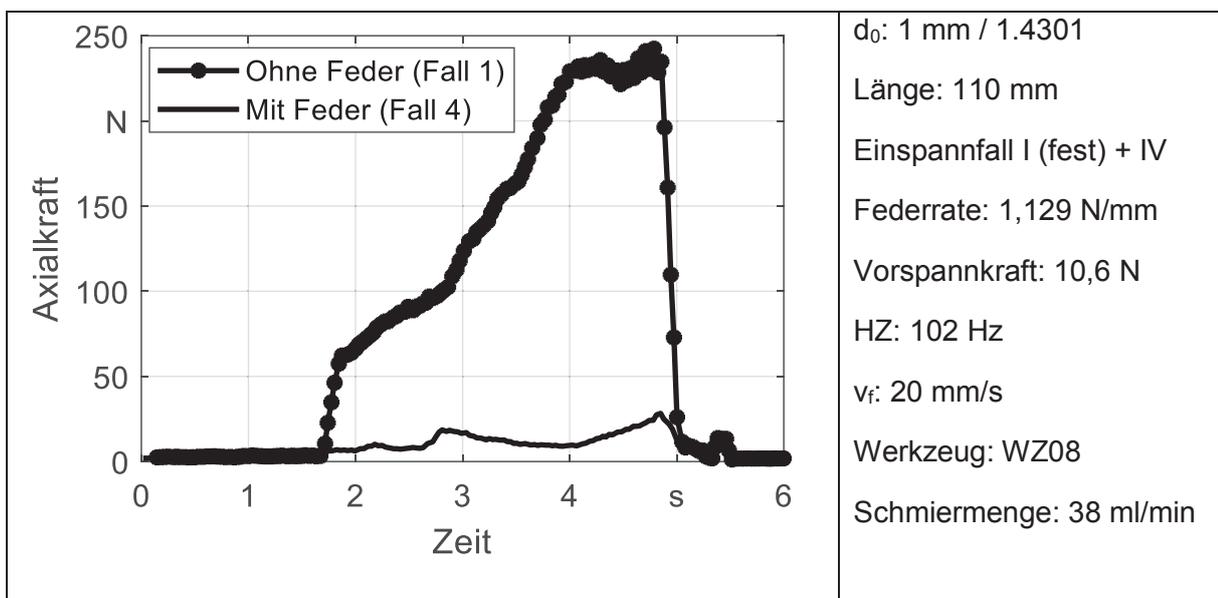


Bild 5-4: Vergleich der Axialkraftverläufe bei Umformen von 1,0 mm auf 0,8 mm mit und ohne Feder

Einfluss der Drehzahl auf die Vorschubgeschwindigkeit

Beim Rundkneten ist die Drehzahl des Antriebes direkt mit der Hubzahl (Hubfrequenz) durch die **Gl. 5** verbunden. Für den Einspannfall IV wird die Drehzahl zwischen 750 U/min und 2800 U/min, d.h. Hubzahl zwischen 27 Hz und 102 Hz, variiert. Bis auf die Drehzahl 2800 U/min, bei der das Versagen Biegung ist, versagt der Prozess bei anderen Drehzahlen durch Flügelbildung. In Bild 5-5 ist die Vorschubgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Hubzahl dargestellt.

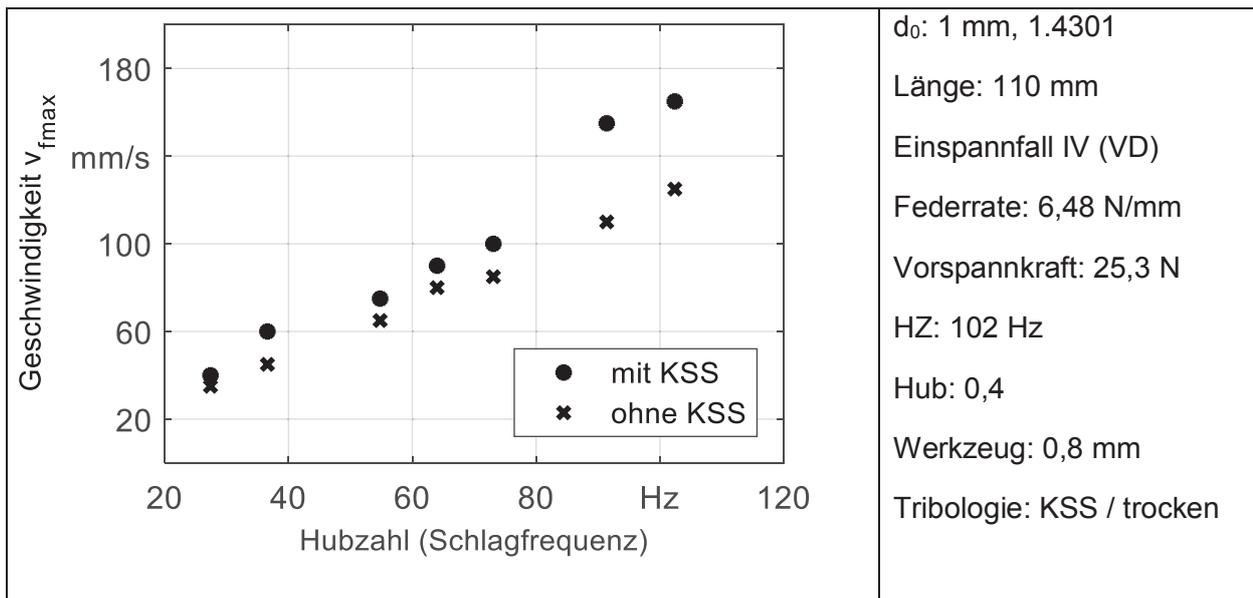


Bild 5-5: Vorschubgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Hubzahl für das Umformen eines Halbzeugs aus 1.4301 mit und ohne KSS

Zwischen den experimentell ermittelten maximalen Vorschubgeschwindigkeiten und der Hubzahl bzw. der Drehzahl liegt ein linearer Zusammenhang vor, der durch einen Korrelationskoeffizienten von 0,98 (mit KSS) belegt wird. Bei kleinen Hubzahlen ist die Periodendauer eines Schläges hoch und die relative Bewegung zwischen Werkzeug und Werkstück klein. Dadurch wird der Prozess sehr anfällig für Flügelbildung. Durch die Erhöhung der Hubzahl tritt die Flügelbildung erst bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten auf und kann sogar komplett unterbunden werden. Die Hubzahlen der Anlagen für das Rundkneten im Makrobereich liegen aufgrund des hohen Massenträgheitsmoments der beweglichen Komponenten üblicherweise unter 50 Hz, was im Mikrobereich eine starke Einschränkung in der Prozessleistung bedeuten würde. Somit eignen sich im Mikrobereich mit Bezug auf Prozessleistung Anlagen, welche eine hohe Schlagfrequenzen erlauben.

Einfluss des Umformgrades auf die Vorschubgeschwindigkeit

Der Gesamtumformgrad lässt sich über zwei Wege einstellen: durch Veränderung des Halbzeugdurchmessers bei gleichbleibendem Enddurchmesser oder umgekehrt durch Veränderung des Enddurchmessers für das gleiche Halbzeug. Im ersten Fall werden Halbzeuge mit jeweils 1,0 mm, 1,5 mm und 2,0 mm Durchmesser mit dem Werkzeug mit einem Nenndurchmesser 0,75 mm bearbeitet. Dies entspricht theoretisch einer Reduzierung mit einem nominellen Umformgrad von $\varphi = 0,45$, $\varphi = 1,26$, und $\varphi = 1,83$. Im zweiten Fall werden neben dem Werkzeug mit 0,75 mm Nenndurchmesser weitere Werkzeuge mit 0,45 mm 0,36 mm und 0,15 mm Nenndurchmesser verwendet. Alle Umformversuche werden mit einem Gesamthub von 0,4 mm durchgeführt. Für diesen Hub beträgt der Werkzeugspalt 0,346 mm. Für das Werkzeug mit dem Nenndurchmesser 0,15 mm kommt es im Versuch zur Flügelbildung und zum Bruch. In Bild 5-6 ist das Ergebnis logarithmisch dargestellt.

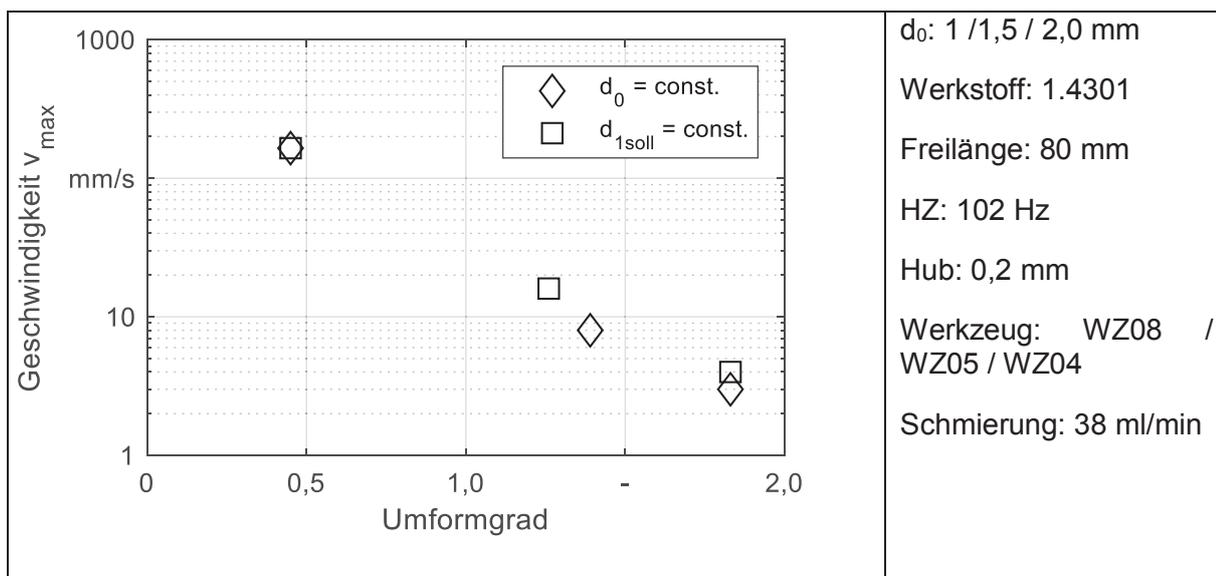


Bild 5-6: Einfluss des Umformgrades auf die maximalen Vorschubgeschwindigkeiten bei einem Hub von 0,4 mm

Die für die Versuche in Bild 5-6 eingesetzten Werkzeuge verfügen alle über die gleiche Kalibrierbereichslänge (20 mm) und den gleichen Werkzeugwinkel (10°). Ab den Werkzeugen mit Soll-Durchmesser WZ05 bis WZ02 entstehen verstärkt die Versagensform Bruch und die Oberflächenerscheinung ist vergleichbar zur Oberflächenzerrüttung. Bei einer Reduzierung des 1,0 mm Halbzeuges ist die Verdrängung des Werkstoffes in Radialrichtung pro Schlag (inkrementeller Umformgrad) zwar für alle Werkzeuge gleich (**Gl. 15**), jedoch sind die absoluten Volumen unterschiedlich. D.h., es fließt mehr Werkstoff im Übergangsbereich zwischen Reduzier- und Kalibrierbereich. Somit können drei Effekte als Ursachen für die niedrige Geschwindigkeit bei

hohem Umformgrad genannt werden. Zum einen ist der Werkstofffluss über den Übergangsbereich reibungsbehaftet, dadurch ist der Widerstand gegen das Fließen aufgrund der hohen Werkstoffvolumina höher. Zum anderen ist die Rückdrängung, d.h. eine Verschiebung der Fließscheide in Richtung des Enddurchmessers (d_0), für große Umformgrade größer. Diese Effekte beschränken den Werkstofffluss und der Prozess versagt durch Torsion und Knickung. Schließlich ist zu erwarten, dass insbesondere nach Erreichen des unteren Totpunktes des Werkzeuges, wo ein Kontakt zwischen dem Werkstück und den Werkzeugen über den gesamten Kalibrierbereich stattfindet, die Fließbehinderung noch verstärkt wird. Das Reduzieren von Halbzeugen mit unterschiedlichen Ausgangsdurchmessern (d_0) führt zu derselben Erkenntnis. Denn die Vorschubgeschwindigkeit sinkt rapide mit der Erhöhung des Umformgrades ab. Eine starke Werkstoffrückdrängung führt dazu, dass das Halbzeug mit 1,5 mm Durchmesser durch Biegung versagt. Das Halbzeug mit $d_0 = 2$ mm bietet bereits genug Widerstand gegen das Knicken und der Prozess versagt hauptsächlich wegen Brüche. Hier wird außerdem keine nennenswerte Erweiterung des Prozessfensters mehr erreicht, da sowohl mit fester Einspannung als auch mit der Zulassung einer Ausweichbewegung und einer Rotation des Werkstückes vergleichbare Ergebnisse erzielt werden. Durch Approximieren der Verläufe in Bild 5-6 entsteht eine empirische Gleichung, mit der die maximale Geschwindigkeit besser als mit der überschlägigen **Gl. 6** angenähert wird.

5.2 Prozessfenster beim Einstechrundkneten

Ähnlich wie beim Vorschubrundkneten geht es bei den Prozessfenstern um die Ermittlung der maximalen Vorschubgeschwindigkeiten (v_{max}), mit denen Bauteile ohne erkennbare Defekte erzeugt werden können, wobei hier die Vorschubgeschwindigkeit gemeint ist, mit der die Umformwerkzeuge in Richtung des Werkstückes radial zugesellt werden. Folgende Defekte gelten als Abbruchkriterien:

- Bruch des Werkstückes als Folge einer starken Torsion des Werkstückes um seine Achse
- Flügelbildung als Folge eines Werkstoffflusses entgegen der Vorschubrichtung in die Werkzeugspalte
- Oberflächendefekte

In Bild 5-7 sind die maximalen Geschwindigkeiten für einen Werkzeugsatz mit einem Nenndurchmesser von 925 μm dargestellt. Neben den Werkstoffen wurden unterschiedliche Hübe untersucht. Die Werkzeuge wurden bis zu der Stelle zugestellt, bei der die Kneteinheit noch selbstständig starten kann.

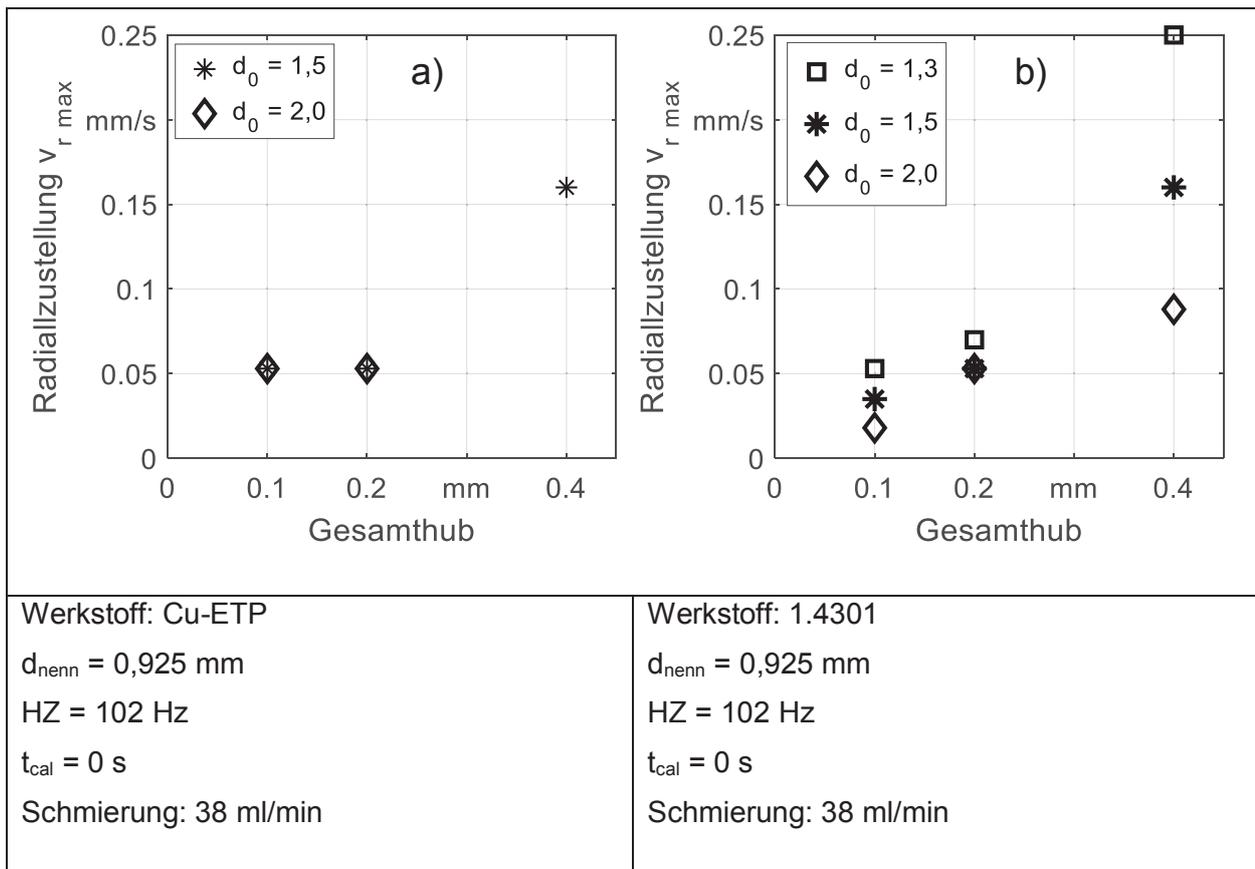


Bild 5-7: Prozessfenster des Einstechrundknetens von Halbzeugen aus a) Cu-ETP und b) 1.4301

Die Versuche fanden unter Einsatz von Schmierstoff bei maximaler Schlagfrequenz von 102 Hz statt. Mit der Erhöhung der Zustellgeschwindigkeit der Werkzeuge wird mehr Werkstoff durch die Werkzeuge je Inkrement verdrängt. Da es sich im Gegensatz zu Rohren um massive Halbzeuge handelt und von einem inkompressiblen Werkstoff ausgegangen werden kann, erfolgt im idealen Fall das Fließen des in Radialrichtung verdrängten Werkstoffes komplett in Axialrichtung und das Werkstück wird länger. Erfolgt jedoch die radiale Verdrängung schneller, als der Werkstoff axial fließen kann, kommt es zum Versagen. Ein ungünstiger Werkstofffluss in Radialrichtung ist ebenfalls der Grund, dass von $d_0 = 2$ mm mit einem Gesamthub von 0,4 mm nicht reduziert werden kann. Die Halbzeuge lassen sich zwar umformen, jedoch weisen die Oberflächen Beschädigungen auf, die auf eine übermäßige Werkstoffrückdrängung hindeuten. Während ein hoher Hub (0,4 mm) bei Cu-ETP hauptsächlich zum Versagen führt, werden damit bei 1.4301 die höchsten Geschwindigkeiten erzielt. Hier gilt wie beim Vorschubrundkneten, dass sich die Bauteile umso schneller umformen lassen, je kleiner der Umformgrad ist.

Eine zusätzliche Veränderung des umgeformten Volumens pro Inkrement lässt sich durch unterschiedliche Hubfrequenzen realisieren. In Bild 5-8 ist der Einfluss der Hubfrequenzen auf die maximale Radialzustellgeschwindigkeit zu sehen.

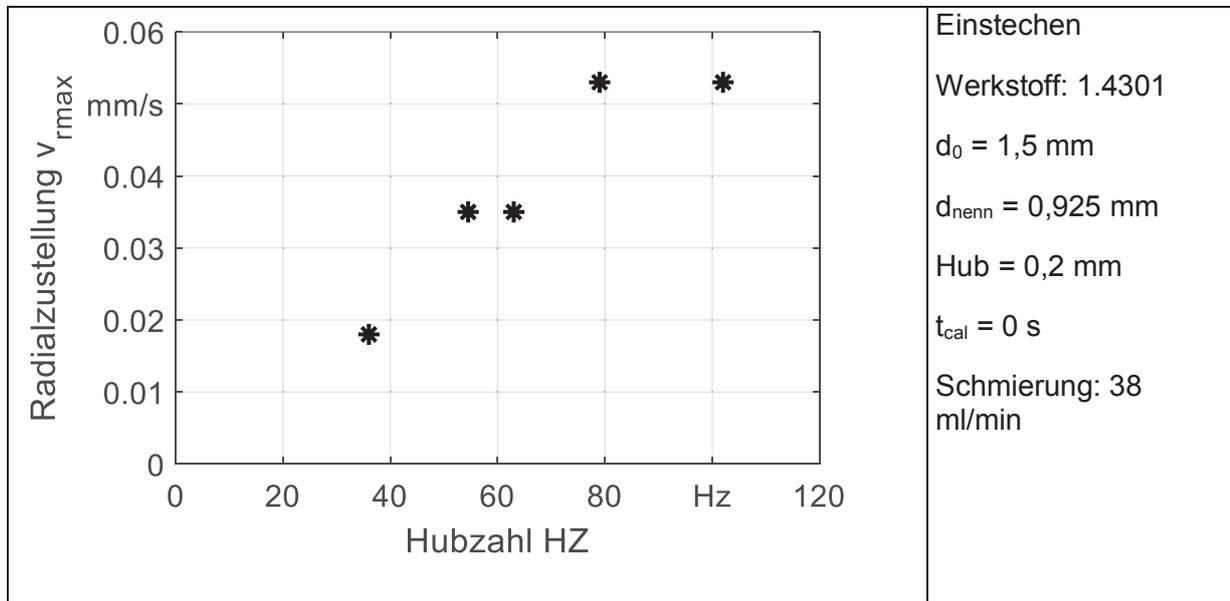


Bild 5-8: Einfluss der Hubzahl auf die maximale Zustellgeschwindigkeit v_{rmax}

Der Schlagfolgewinkel zwischen zwei Schlägen ist umgekehrt proportional zur Hubzahl, denn dieser Winkel ist für kleine Hubzahlen höher. Deshalb sind bei niedrigen Hubzahlen die Kontaktzeiten zwischen den Werkzeugen und dem Werkstück bzw. die Schließzeiten der Werkzeuge höher und Torsionen treten früher auf. Ist beim Einstechen das Ziel, möglichst hohe Zustellgeschwindigkeiten zu erreichen, dann sind niedrige Umformgrade bei hohen Hübten und Hubzahlzahlen zu empfehlen. Außerdem lassen sich festere Werkstoffe mit hohen Vorschubgeschwindigkeit einstechen.

6 Umformkräfte beim Mikrorundkneten

6.1 Umformkräfte beim Vorschubrundkneten

Die typischen Kräfteverläufe beim Vorschubrundkneten sind in Bild 4-15 zu sehen, die unterschiedlichen Bereiche sind in Kap.4.5.1 beschrieben. Der Einfluss des Hubes, der Vorschubgeschwindigkeit und des Werkstoffes auf die Kraft wird im Folgenden betrachtet.

Einfluss des Hubes

Größere Hübe, die einen Werkzeugspalt kleiner als der Zieldurchmesser verursachen, ermöglichen eine Umformung mit hohen Vorschubgeschwindigkeiten. In Bild 6-1 sind die maximalen Radialumformkräfte für unterschiedliche Hübe und Werkstoffe dargestellt. Für alle Versuche sind die Schließkraft und die Vorschubgeschwindigkeit konstant gehalten worden.

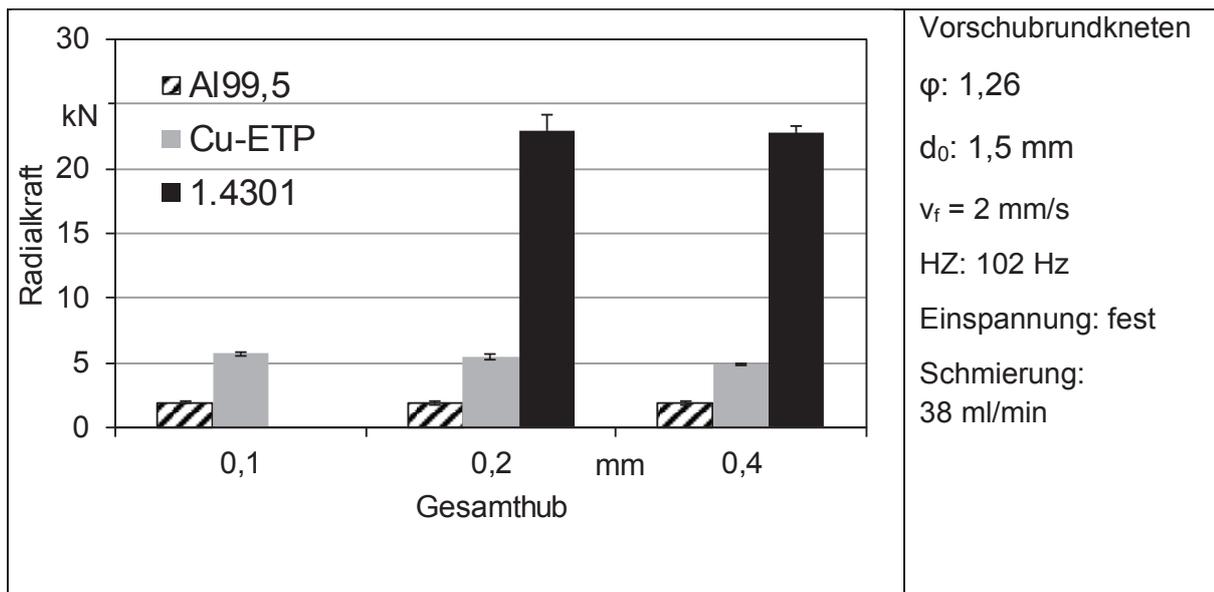


Bild 6-1: Einfluss des Hubes auf die Radialkraft beim Vorschubrundkneten

Für 1.4301 war eine Bearbeitung mit der gewählten Einstellung und dem Hub $h = 0,1$ mm nicht möglich. Wie erwartet, sind aufgrund der unterschiedlichen Festigkeiten der untersuchten Werkstoffe unterschiedliche Radialkräfte erreicht worden. Dabei gilt, dass die Umformkraft umso höher ist, je höher die Festigkeit des Werkstoffes vor dem Umformen ist. Es ist jedoch zu erkennen, dass für denselben Werkstoff der Hub keinen nennenswerten Einfluss auf die Radialkraft hat. Mit dem effektiven Hub h_{eff} (Gl. 14) lässt sich die Eindringtiefe der Werkzeuge in das Werkstück pro Schlag ermitteln. Diese Tiefe ist unabhängig vom Hub und erklärt somit das Verhältnis in Bild 6-1.

Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit

Die axiale Vorschubgeschwindigkeit ist ein entscheidender Parameter im Vorschubverfahren. Ihre Änderung hat sowohl Einfluss auf die Bauteilqualität und -toleranzen als auch auf die Umformkräfte. In Bild 6-2 ist der Einfluss auf letztere zu sehen. Der Enddurchmesser bei der halben Länge des umgeformten Bereiches lag bei $0,8 \pm 0,005$ mm und wird durch die Einstellung der Schließkraft der Werkzeuge erreicht. Diese Einstellung ist sowohl werkstoff- als auch geschwindigkeitsabhängig. Ein Einfluss des Werkstoffes sowie ein stetiger Anstieg der Radialkraft mit der Vorschubgeschwindigkeit sind erkennbar. Eine Erklärung hierfür liegt in der Erhöhung des inkrementellen Umformgrades (**Gl. 15**) bei Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit des Werkstückes. Ein hoher inkrementeller Umformgrad hat zur Folge, dass ein hohes Materialvolumen pro Schlag umgeformt wird. Dieses Volumen übt einen höheren Widerstand gegen das Umformen aus und der Außenring dehnt sich mehr bei hohen Geschwindigkeiten.

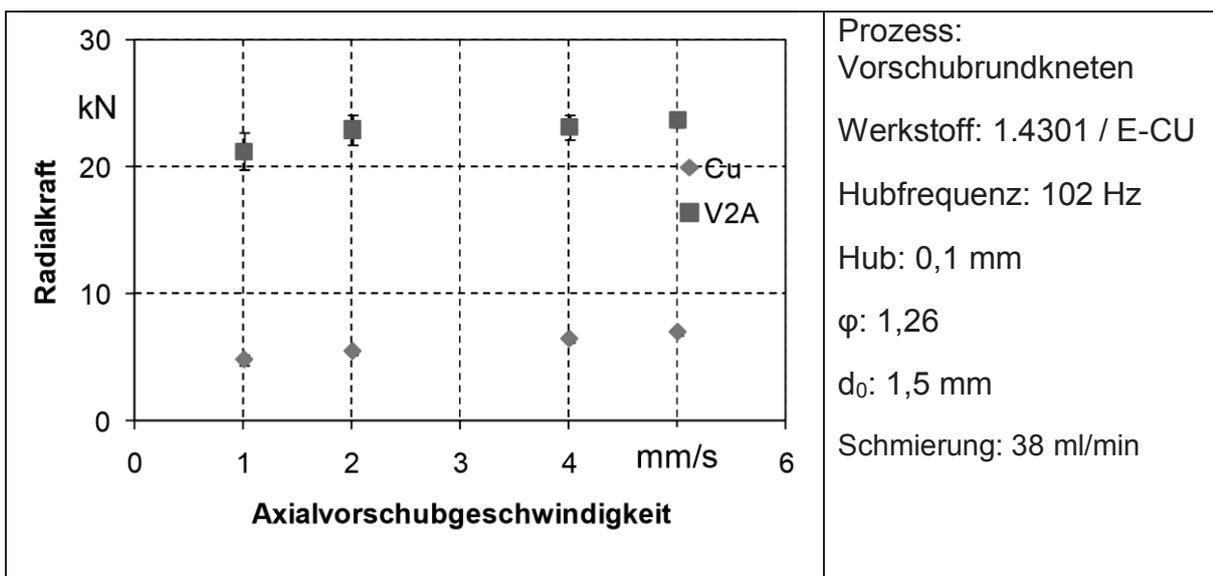


Bild 6-2: Einfluss der Axialvorschubgeschwindigkeit auf die Radialkraft im Vorschubverfahren

Genauso wie für die Amplitude der Radialkräfte unterscheiden sich die Axialkräfte bei der Bearbeitung der Versuchswerkstoffe stark voneinander. Bei Stahl 1.4301 wurden Axialkräfte zwischen 280 N und 340 N und bei Kupfer zwischen 71 N und 83 N erfasst. Bei 2 mm/s lag die Axialkraft für Aluminium bei 31 N.

Eine deutliche Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit ist bei einem geringen Umformgrad und mit der eingefederten Werkstückeinspannung möglich. Diese Erhöhung ist ebenfalls bei der Radialkraft erkennbar (s. Bild 6-3). Alle Versuche wurden mit einer konstanten Schließkraft

durchgeführt. Lediglich die Vorschubgeschwindigkeit wurde verändert. Die Hüllkurven sind als Funktion der tatsächlichen Länge l_0 im Halbzeug dargestellt.

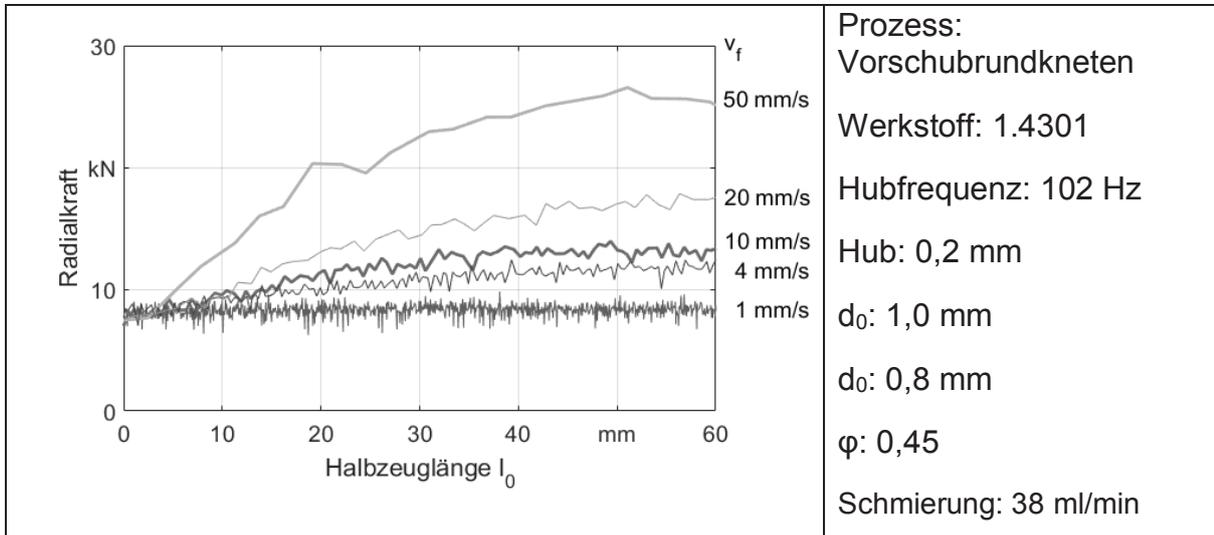


Bild 6-3: Radialkraftverläufe für Vorschubgeschwindigkeiten bis 50 mm/s

In Bild 6-3 können unterschiedliche Radialkraftverhalten unterschieden werden. Bei niedriger Vorschubgeschwindigkeit ($v_f = 1$ mm/s) ist Radialkraft gleich oder kleiner als die Leerlaufkraft vor Beginn des Umformens, welche die Schließkraft der Werkzeuge darstellt. Dieses Verhalten herrschte bei Vorschubgeschwindigkeiten bis etwa 2 mm/s. Für höhere Vorschubgeschwindigkeiten sind die Radialkräfte höher als die Schließkraft und steigen außerdem im Laufe der Bearbeitung. Dies deutet auf eine kontinuierliche Ausdehnung des Außenringes der Rundknetmaschine hin.

Einfluss der Hubfrequenzen (Hubzahl)

Durch eine Änderung der Knetwellendrehzahl lässt sich die Hubzahl variieren. Der Einfluss dieser Veränderung auf die Radialkraft bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit ist in Bild 6-4 zu sehen.

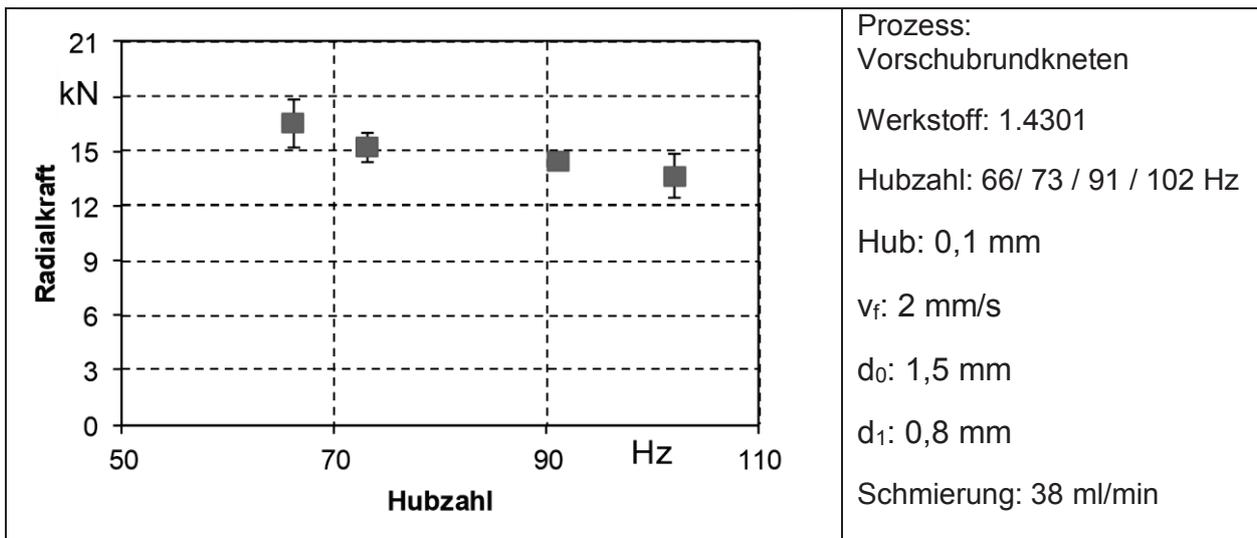


Bild 6-4: Umformkraft in Abhängigkeit der Hubfrequenz

In Bild 6-4 ist zu erkennen, dass durch die Erhöhung der Hubfrequenz beim Festhalten an anderen Parametern (Umformgrad, Vorschubgeschwindigkeit und Hubhöhe) die Radialumformkraft sinkt. Die Änderung der Hubfrequenz beeinflusst zwei Parameter, zum einem die Kontaktzeit Werkzeuge – Werkstück und zum anderen die Periodendauer. Die längeren Kontaktzeiten bei niedrigeren Hubzahlen sind eine Erklärung dafür, warum der Prozess des Öfteren versagt. Für Hubzahlen kleiner 60 Hz versagte der Prozess aufgrund von Brüchen, da in der langen Kontaktzeit eine hohe Torsion des Halbzeuges erfolgt. Der Verlauf in Bild 6-4 lässt sich auch an Hand des inkrementellen Umformgrads (**Gl. 15**) erklären, denn dieser Parameter verkleinert sich rechnerisch, wenn die Hubfrequenz bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit und konstantem Ausgangsdurchmesser erhöht wird.

Einfluss des Umformgrades

In Bild 6-5 ist die Radialumformkraft in Abhängigkeit vom Umformgrad für zwei unterschiedliche Werkstoffe dargestellt.

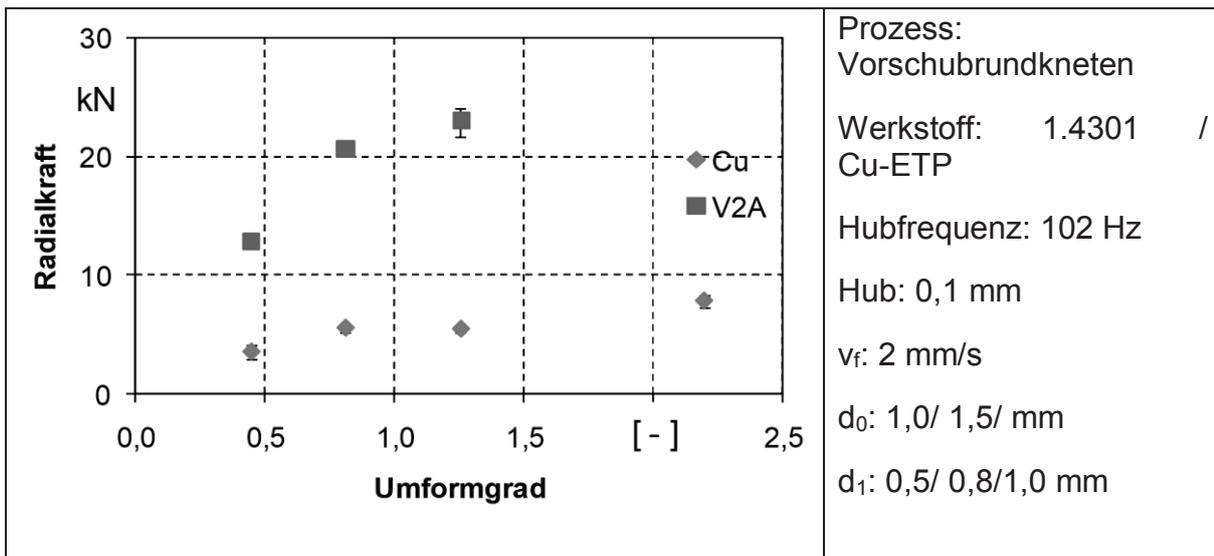


Bild 6-5: Umformkraft in Abhängigkeit vom Umformgrad für unterschiedliche Umformgeschwindigkeiten

Halbzeuge aus 1.4301 (V2A) und Cu-ETP (Cu) mit den Ausgangsdurchmessern 1,0 mm und 1,5 mm wurden mit der Axialvorschubgeschwindigkeit $v_f = 2$ mm/s im Vorschubverfahren auf 0,5 mm, 0,8 mm und 1,0 mm Enddurchmesser reduziert. Wie erwartet, steigt die Umformkraft mit dem Umformgrad aufgrund der Erhöhung der Querschnittreduzierung, welche zu einer Erhöhung der Versetzungsdichte im Werkstoff und somit zur Kaltverfestigung führt. In dem Kraftanstieg ist eine Werkstoffabhängigkeit deutlich erkennbar. Im Vergleich zum Kupfer steigt die Radialkraft beim Stahl stärker mit dem Umformgrad an. Dies ist ein Hinweis auf eine stärkere Verfestigung bzw. einen stärkeren Widerstand gegen eine Verformung. Bei den Einstellungen für das Aluminium, wenn eine Umformung möglich war, lagen die Radialkräfte unter 2 kN und unterschieden sich nur wenig vom Rauschen. Deshalb wurde hier auf eine Auswertung verzichtet. Bei der Bearbeitung eines Rohrs mit 6 mm Wandstärke und 40 mm Außendurchmesser wurden in [Gär99] Radialkräfte bis 700 kN gemessen. Der Umformgrad war dabei kleiner als der niedrigste Wert in Bild 6-5. Die Axialkräfte sind im Mikrobereich ebenfalls verhältnismäßig kleiner als im Makrobereich. Während die Axialkräfte für die Bauteile in Bild 6.24 zwischen 280 N und 350 N lagen, wurden für das oben beschriebene Rohr 80 kN berichtet. Dieser Vergleich verdeutlicht den niedrigen Kraftbedarf im Mikrobereich im Vergleich zum Makrobereich.

6.2 Umformkräfte beim Einstechrundkneten

Einfluss des Hubes

Bei den Prozessfenstern wurde festgestellt, dass der Hub einen Einfluss auf die erreichbaren Prozessgeschwindigkeiten hat. Bei gleichen Zustellgeschwindigkeiten scheinen die Radialkräfte unempfindlich auf Hub zu reagieren, wie in Bild 6-6 für eine Reduzierung von Stäben mit $d_0 = 1,5 \text{ mm}$ dargestellt.

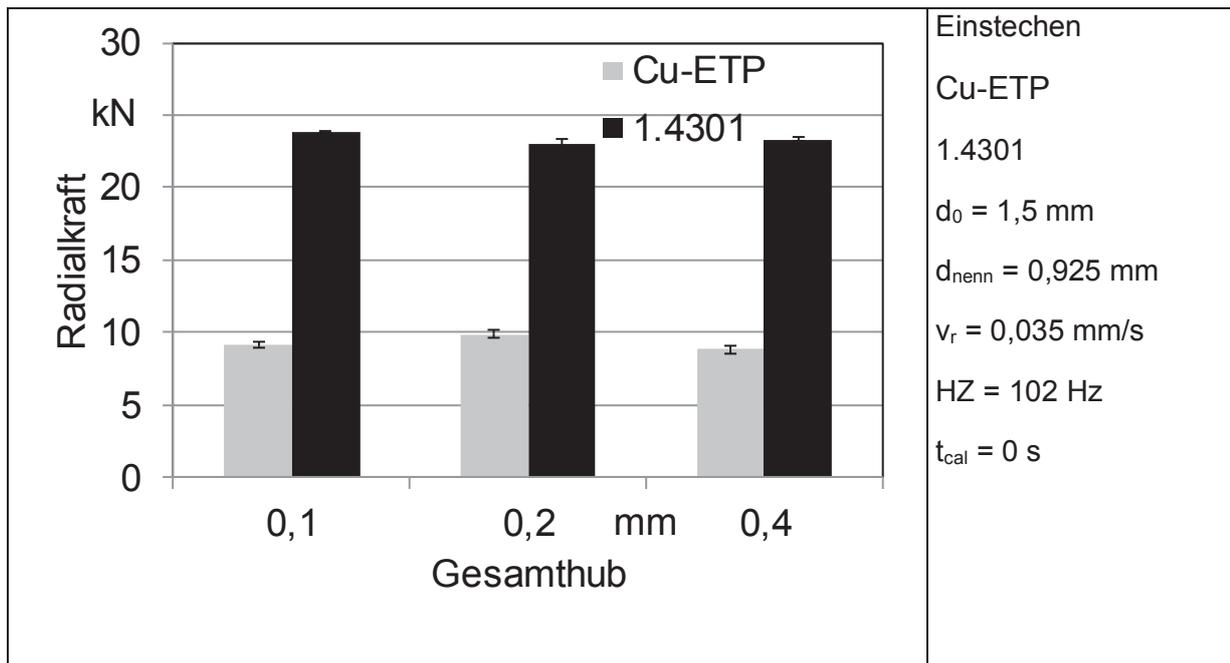


Bild 6-6: Vergleich der Radialkräfte für unterschiedliche Hübe

Da die Hübe mit denselben Umformwerkzeugen eingesetzt wurden und die Zustellgeschwindigkeit für alle gleich war, war auch der untere Totpunkt bei allen gleich. Entscheidend für die Umformung und die resultierenden Kräfte ist der effektive Hub, d.h. die tatsächliche radiale Strecke, welche die Werkzeuge im Werkstück bei einem Schlag zurücklegen. Diese Strecke ist bei allen Hüben gleich und das bedeutet auch den gleichen inkrementellen Umformgrad. Die zu erwartende höhere Aufprallenergie bei höheren Hüben scheint hier keinen nennenswerten Einfluss auf die Umformkräfte zu haben.

Einfluss der Zustellgeschwindigkeit

Die Produktivität beim Einstechen ist direkt mit der Zustellgeschwindigkeit verbunden. In Bild 6-7 und Bild 6-8 sind die Hüllkurven der Kräfteverläufe dargestellt. Es ist zu erkennen, dass für Kupfer (Bild 6-7) für die Zustellgeschwindigkeiten $0,035 \text{ mm/s}$ und $0,088 \text{ mm/s}$ die Radialkräfte

erwartungsgemäß steigen, dann langsam abfallen, um kurz vor Ende der Bearbeitung wieder zu steigen. Der leichte Rückgang lässt sich dadurch erklären, dass der Querschnitt des Werkstückes immer kleiner wird und der Widerstand gegen das Umformen auch. Die maximale Kraft für beide Geschwindigkeiten liegt auf demselben Niveau bei ca. 9 kN. Dies scheint zunächst der Erwartung zu widersprechen, dass die Kraft mit dem inkrementellen Umformgrad steigt. Aber die maximale Kraft am Ende des Prozesses stellt die Kraft dar, mit der sich die Werkzeuge schließen. Diese Kraft ist höher als die Umformkraft für das relativ weiche Kupfer. Die maximalen Umformkräfte werden tatsächlich früher bei ca. 6,5 kN bei $v_r = 0,035$ mm/s und ca. 8,5 kN bei $v_r = 0,141$ mm/s erreicht. Bei $v_r = 0,141$ mm/s steigt die Radialkraft bis zum Ende der Bearbeitung. Das inkrementelle Volumen sowie der inkrementelle Umformgrad sind bei dieser Geschwindigkeit so hoch, dass die Umformkraft die Kraft zum Schließen der Werkzeuge übersteigt. Die Kraft von ca. 11 kN entspricht also der maximalen Umformkraft.

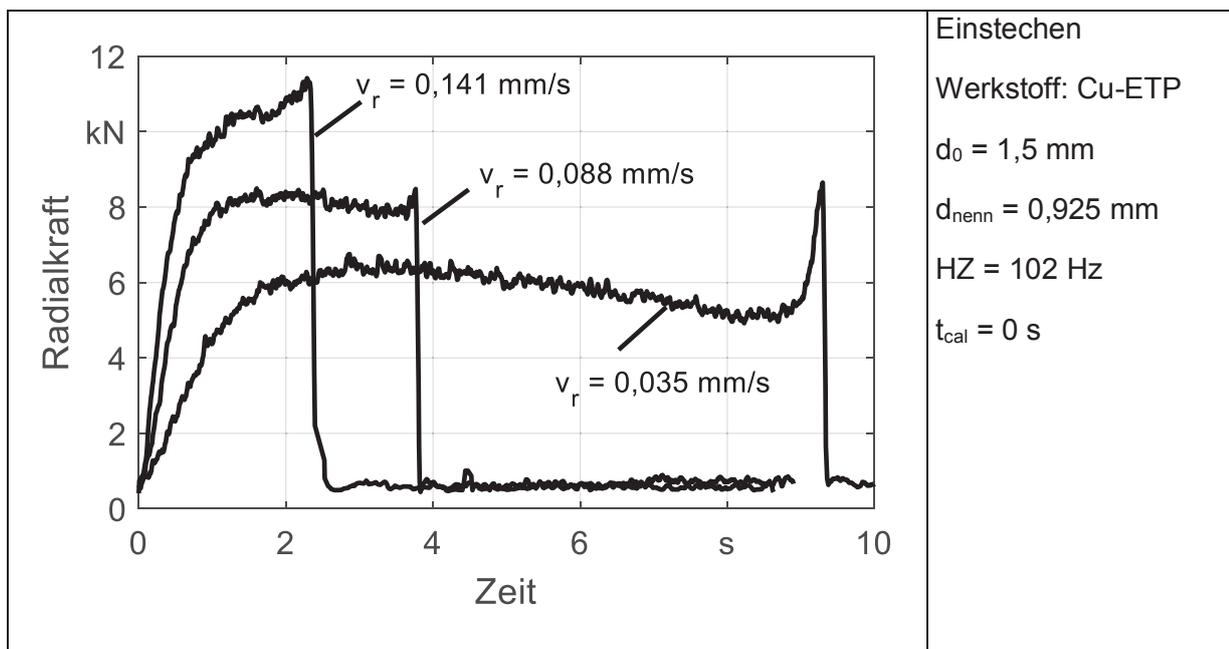
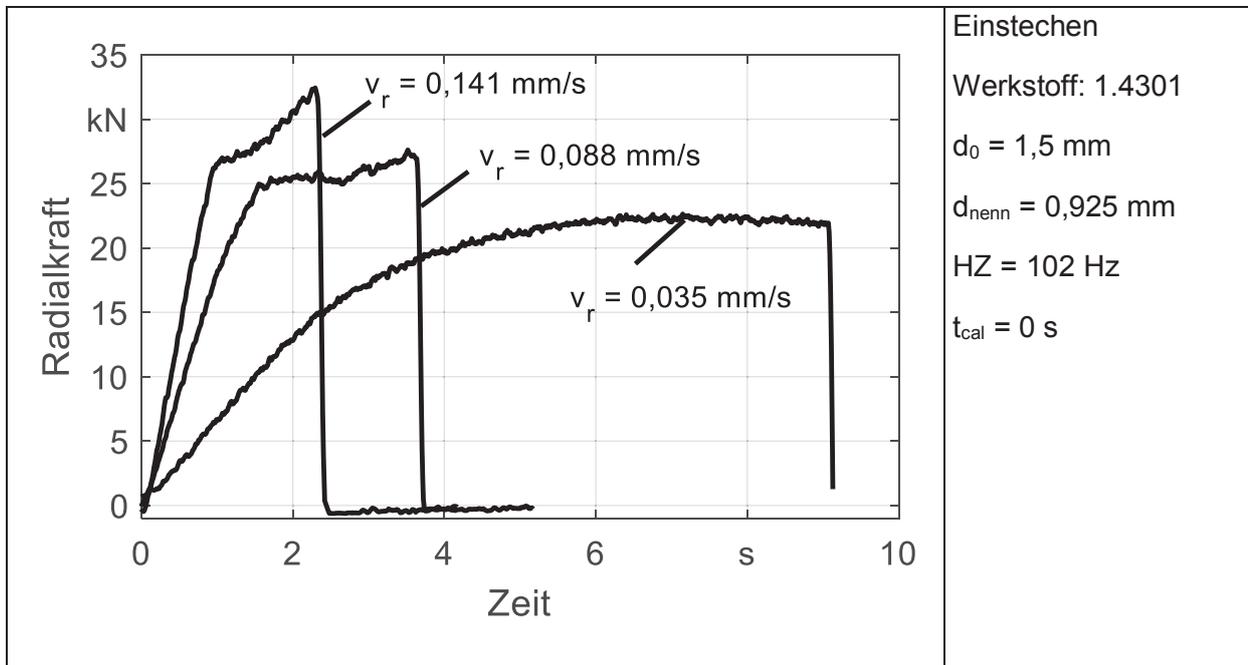


Bild 6-7: Radialkraftverlauf für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten bei Cu-ETP

Für 1.4301 bei der niedrigen Geschwindigkeit liegt ein Anstiegsbereich gefolgt von einem quasistationären Bereich der Kraft über die Zeit vor. Demgegenüber ist zu merken, dass bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten die Kräfte über die gesamte Bearbeitungszeit steigen, das bedeutet es zeigt sich ein ähnliches Verhalten wie bei Cu-ETP bei hoher Zustellgeschwindigkeit. Der Anstieg bei 1.4301 kann mit der Kaltverfestigung des Werkstoffes erklärt werden. Durch das Betreiben der Maschine im Leerlaufbetrieb, d.h. ohne Werkstück, kann die Kraft für das Schließen der Werkzeuge ermittelt werden. Für die verwendeten Einstellungen liegt sie bei ca. 9 kN. In Bild

6-8 ist zu sehen, dass alle Prozesskräfte für den 1.4301 weit über der Schließkraft der Werkzeuge liegen. Somit sind die gemessenen Kräfte die tatsächlichen Umformkräfte.



Einstecken

Werkstoff: 1.4301

$d_0 = 1,5$ mm

$d_{\text{nenn}} = 0,925$ mm

HZ = 102 Hz

$t_{\text{cal}} = 0$ s

Bild 6-8: Radialkraftverlauf für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten bei 1.4301

Einfluss der Kalibrierzeit t_{cal}

Hinsichtlich der maximalen Kraft gibt es keinen Unterschied zwischen einer Bearbeitung mit und ohne Kalibrierung. Die Erklärung ist in Bild 4-16 zu finden. Dort ist zu erkennen, dass während der Kalibrierung die Umformkraft zurückgeht, weil die Hauptumformung in der Zustellphase der Werkzeuge erfolgt. Es wurde aber festgestellt, dass die Kräfte in der Kalibrierphase gegen einen konstanten Wert abfallen. Deshalb ist zu vermuten, dass sehr hohe Kalibrierzeiten nicht zwangsläufig zu zusätzlichen Veränderungen der Umformergebnisse führen würden.

7 Bauteilcharakterisierung

In diesem Kapitel werden die unterschiedlichen geometrischen Aspekte (Form- und Maßabweichung), die mechanischen Eigenschaften (Kaltverfestigung und Härte) sowie das Gefüge der Bauteile betrachtet.

7.1 Bauteilcharakterisierung beim Vorschubrundkneten

7.1.1 Geometrische Bauteileigenschaften

Bild 7-1 zeigt die Durchmesserentwicklung entlang des umgeformten Werkstücks für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten. Die Spitze des Werkstücks, welche zuerst bearbeitet wurde, befindet sich bei $Z'=0$ mm. Die Durchmesserwerte an der Bauteilspitze ($z = 0$ mm) schwanken stark und sind immer kleiner als im weiteren Verlauf entlang des Werkstückes. Ursache hierfür ist die fehlende Stützwirkung durch den Werkstoff an der Spitze. Diese Ergebnisse stimmen mit denen im Makrobereich überein.

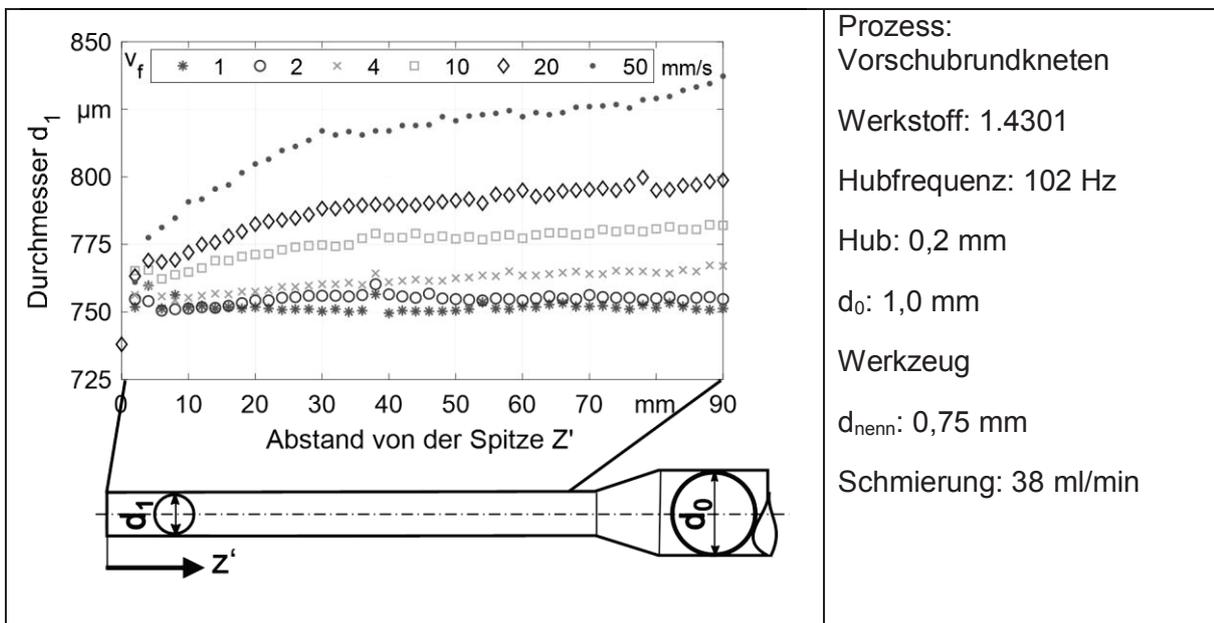


Bild 7-1: Durchmesserentwicklung für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten

Weitere Beobachtungen sind die Zunahme des Durchmessers mit v_f und auch innerhalb eines Werkstücks, insbesondere bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten. Für niedrigere Geschwindigkeiten bis $v_f = 2$ mm/s ist, abgesehen von der Bauteilspitze, der Enddurchmesser d_1 konstant über die umgeformte Länge und nahezu gleich den Werkzeuginnendurchmessern. Bei

höheren Geschwindigkeiten wird d_1 instationär. Dieses Verhalten stimmt mit dem Kraftverlauf überein. D.h., die Steifigkeit des Knetkopfs spielt eine Schlüsselrolle bei der Durchmesserentwicklung im Mikrobereich. Denn mit der Erhöhung von v_f nimmt das umgeformte Volumen pro Hub V_{st} zu und somit auch der Widerstand des Werkstückwerkstoffes gegen das Umformen. Als Konsequenz dehnt sich der Außenring des Knetkopfes mehr aus und die Werkzeuge schließen nicht vollständig, wie in Bild 7-2d) im Vergleich zum Leerlauf (Bereich I) in Bild 7-2c) zu sehen ist. Aufgrund des nicht vollständigen Schließens der Werkzeuge erhöht sich der Enddurchmesser des Werkstücks. Bild 7-2a und Bild 7-2b zeigen jeweils die Werkzeuge am unteren Totpunkt UT (Bild 7-2). Sie wurden mit einer Hochgeschwindigkeitskamera aufgenommen. Die näherungsweise Ermittlung des zwischen den Umformwerkzeugen entstehenden Spaltes bei $v_f = 20$ mm/s ergibt eine Spaltbreite von $55 \mu\text{m}$ und etwa $94 \mu\text{m}$ bei $v_f = 50$ mm/s.

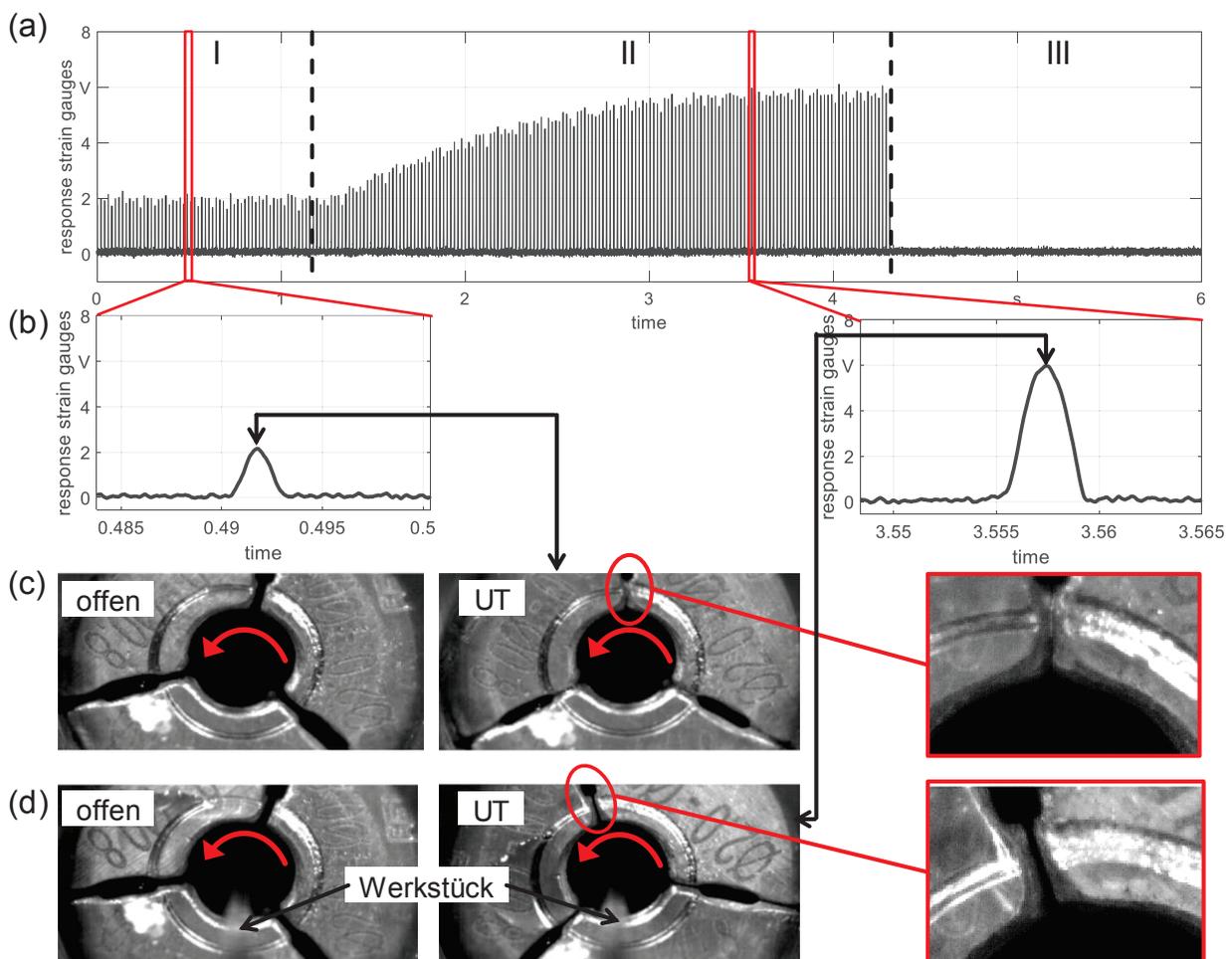


Bild 7-2: Werkzeugverhalten bei der Umformung vom 1.4301 mit $v_f = 20$ mm/s a) Ausdehnung der DMS am Außenring, b) Hubverlauf im Leerlauf und während der Bearbeitung, c) Werkzeugschließung im Leerlauf, d) Werkzeugschließung während der Bearbeitung

Aus der Differenz zwischen dem Enddurchmesser d_1 und dem nominellen Werkzeugdurchmesser d_{nom} ($50 \mu\text{m}$ bei $v_f = 20 \text{ mm/s}$ und $75 \mu\text{m}$ bei $v_f = 50 \text{ mm/s}$, s. Bild 7-1) lässt sich mit Gl. 17 die Spalte ermitteln, die zwischen den Werkzeugsegmenten herrscht. Diese Spalte liegt bei $43,3 \mu\text{m}$ für $v_f = 20 \text{ mm/s}$ und bei $65 \mu\text{m}$ für $v_f = 50 \text{ mm/s}$ und sind somit kleiner als die Näherungswerte aus der Messung mit der Hochgeschwindigkeitskamera. Obwohl eine Diskrepanz zwischen der Durchmessererhöhung und der approximierten Spaltbreite besteht, die auf die schwierige Zugänglichkeit und die Messbedingungen zurückzuführen ist, deuten die ermittelten Werte dennoch auf eine Korrelation zwischen beiden Größen hin.

Da die Kaltverfestigung und der Widerstand gegen das Umformen werkstoffabhängig sind, gilt dasselbe auch für die Umformkräfte. Somit fällt der Einfluss der Nachgiebigkeit der Rundknetmaschine auf den Enddurchmesser geringer für Werkstoffe mit niedriger Streckgrenze aus, wie das der Fall für Kupfer Cu-ETP ist. Für die gleichen Einstellungen wie in Bild 7-1 ist v_f bis 10 mm/s d_1 gleichmäßig über die Bauteillänge und sogar kleiner als $d_{\text{nenn}} = 750 \mu\text{m}$ (Bild 7-3).

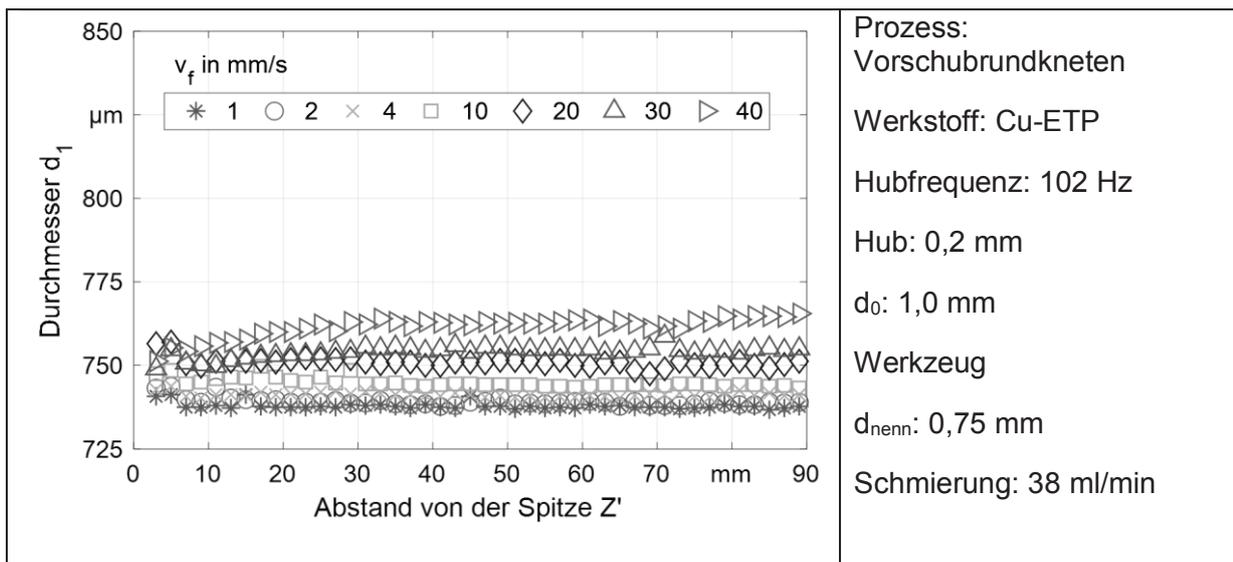


Bild 7-3: Durchmessererlauf von Kupferbauteilen für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten

Die Keilverstellung bietet eine weitere Möglichkeit, den Durchmesser des Werkstückes zu beeinflussen. Versuche haben ergeben, dass für Vorschubgeschwindigkeiten zwischen 1 und 20 mm/s und abhängig vom Werkstoff eine Änderung der Schließposition der Werkzeuge innerhalb von $20 \mu\text{m}$ für die Fertigung von Bauteilen mit Durchmessern zwischen $740 \mu\text{m}$ und $815 \mu\text{m}$ (Bild 7-4) sorgt. Wird die Umformgeschwindigkeit bei gleichbleibendem Schließdruck (Schließposition der Werkzeuge) verändert, führt dies zu einer Veränderung des inkrementellen Umformgrades und der Gesamtanzahl an Werkzeugschlägen. Bei niedrigen Geschwindigkeiten

wirken absolut mehr Schläge auf das Werkstück und der inkrementelle Umformgrad (φ_{inkr}) ist niedriger als bei hohen Geschwindigkeiten. Durch den niedrigen φ_{inkr} findet außerdem nur eine geringe elastische Rückfederung des Werkstückes statt. Aufgrund dieser beiden Tatsachen ist der Bauteildurchmesser niedriger bei kleinen v_f . Für alle gemessenen Gutteile nach dem Vorschubbrundkneten lag die Standardabweichung des Durchmessers an einer Z'-Position unter $5 \mu\text{m}$.

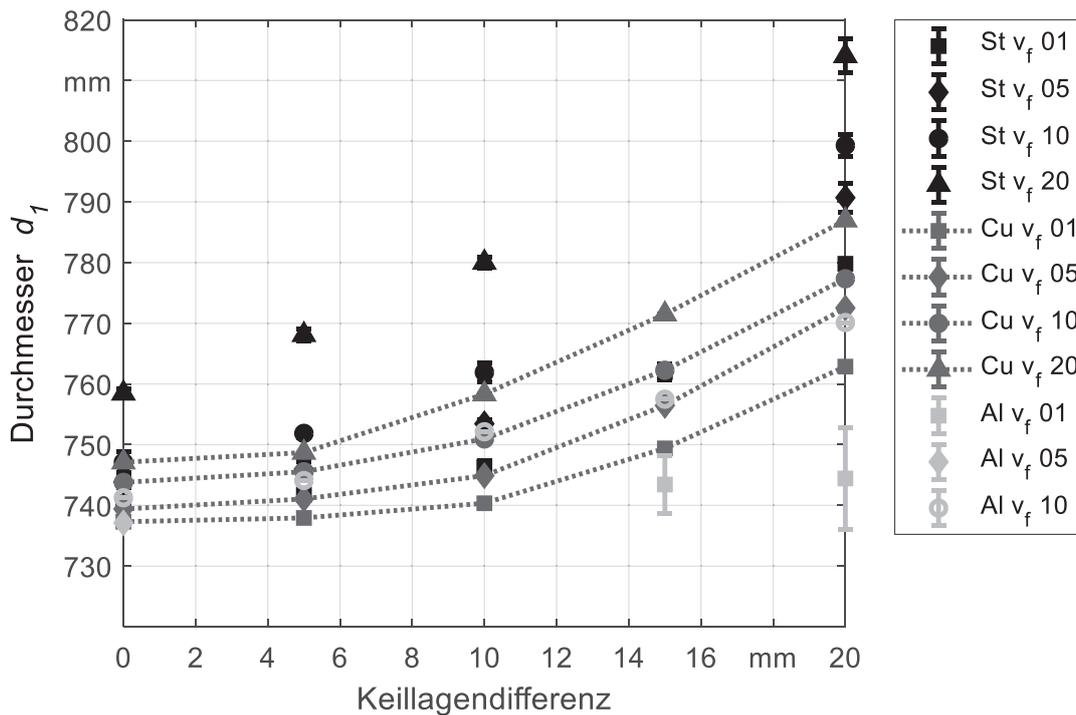


Bild 7-4: Einfluss der Keilverstellung auf den Enddurchmesser. St steht für 1.4301, Cu für Cu-ETP and Al für Al99,5

Bezogen auf die Rundheitsabweichung kommt es zu einer starken Streuung dieses Merkmales bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten, siehe Bild 7-5. Das Umformen von Kupfer mit Vorschubgeschwindigkeiten höher als 40 mm/s war bei dem gewählten Schließdruck nicht möglich.

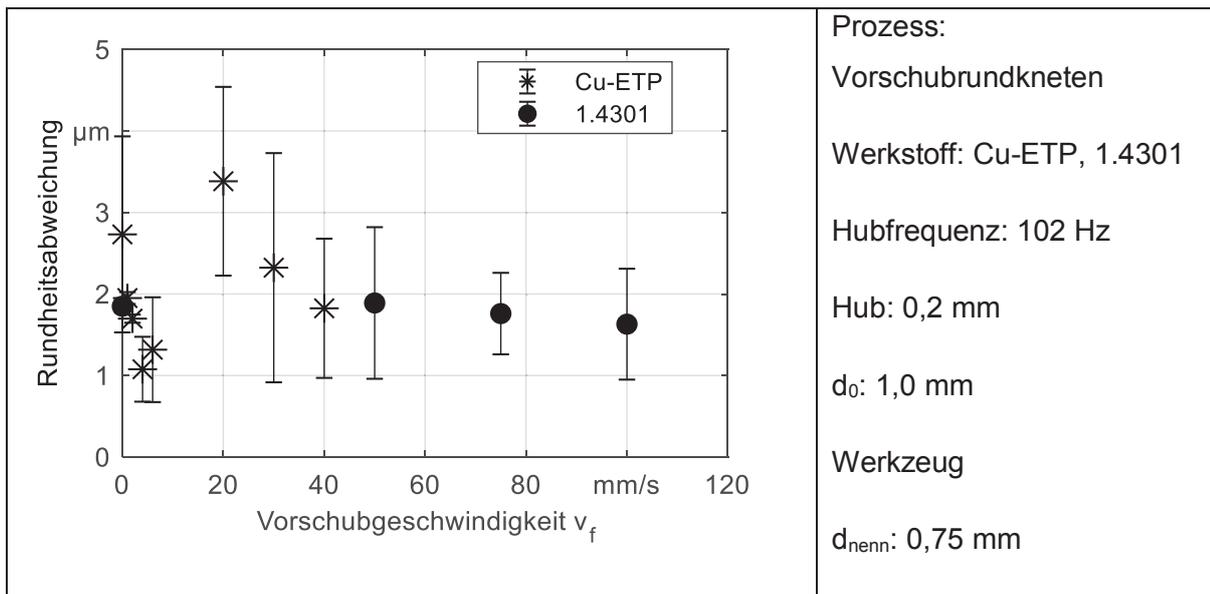


Bild 7-5: Rundheitsabweichung von Kupfer und 1.4301 nach dem Umformen mit unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten

Abgesehen von der hohen Streuung der Messwerte, welche zum Teil der Anfälligkeit der Methode geschuldet ist, kann kein nennenswerter Unterschied zur Rundheit des Halbzeuges (bei $v_f = 0$ mm/s) festgestellt werden. Dies kann auf die Wirkung des Kalibrierbereichs zurückgeführt werden. Bei dem Versuchswerkzeug ist dieser Bereich 20 mm lang.

7.1.2 Oberflächenrauheit

In Bild 7-6 werden die flächenhaften Oberflächenrauheiten von 1.4301 für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten und für den Einspannfall 3 (Ausgleichsbewegung in Axialrichtung) dargestellt. In dem untersuchten Bereich sind -unter Berücksichtigung der Standardabweichung- die Oberflächen vergleichbar. Lediglich bei 50 mm/s scheint die Oberflächenqualität stark zu schwanken. Wie bei der Rundheitsabweichung trägt der Kalibrierbereich dazu bei, dass nach dem Vorschubrundkneten innerhalb eines breiten Geschwindigkeitsbereiches keine Verschlechterung der Oberfläche auftritt. Die zuvor ermittelten Prozessfenster -bezogen auf die maximalen Vorschubgeschwindigkeiten- müssen angepasst werden, damit die Qualitätskriterien wie Rundheit oder Oberfläche erfüllt werden. Für den Fall, wie in Bild 7-6 gezeigt, könnte es heißen, dass der Prozess mit maximal 40 mm/s durchgeführt werden muss, was ein geringeres Prozessfenster bedeuten würde. Hinzu kommt, dass Festigkeitsanforderungen an das Bauteil gestellt werden können.

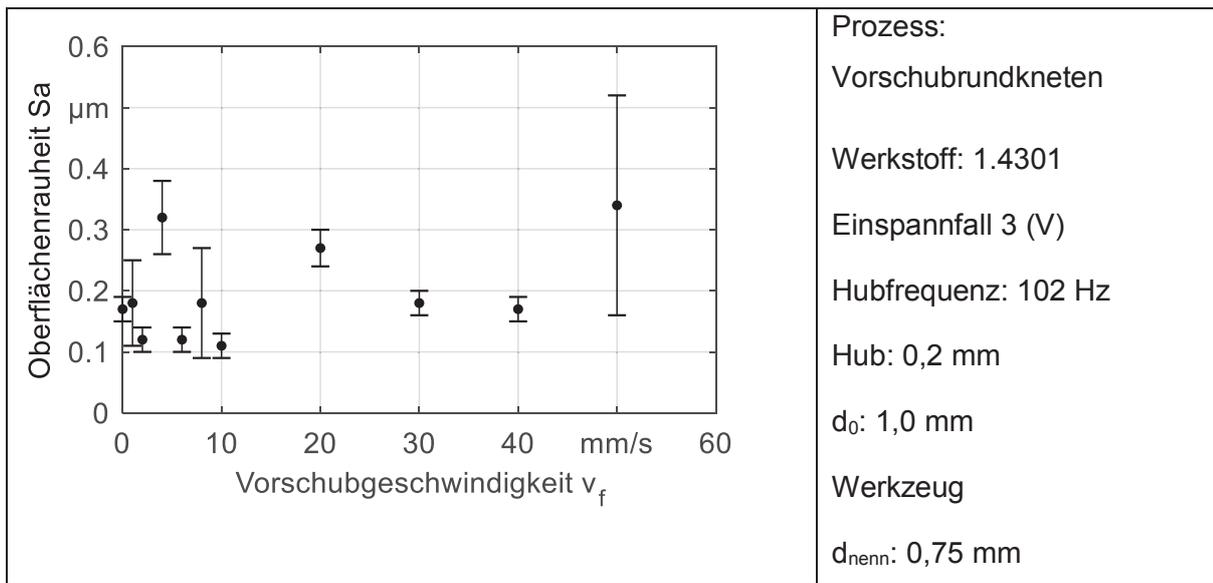


Bild 7-6: Oberflächenrauheit in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit

7.1.3 Mechanische Bauteileigenschaften

Erwartungsgemäß wurde bei allen untersuchten Werkstoffen eine höhere Dehngrenze nach dem Umformen als im Ausgangszustand ermittelt. In Bild 7-7. sind Spannungs-Dehnungskurven von 1.4301 mit 1,0 mm Ausgangsdurchmesser sowie der Bauteile nach dem Reduzieren auf zwei unterschiedliche Enddurchmesser dargestellt. Die Dehnungen des Ausgangszustandes sind auf der oberen und die nach der Umformung auf der unteren X-Achse abgebildet. Zu erkennen ist ein Anstieg der 0,2%-Dehngrenze um mehr als das Dreifache des Ausgangswertes. Deutlich ist ebenfalls der starke Rückgang der Dehnungen nach der Bearbeitung. Für die rundgekneteten Teile liegen die Dehnungen unter 2%, im Ausgangszustand hingegen über 60%. Dieses Verhalten weist eindeutig auf eine Kaltverfestigung hin, die auf Grund der Erhöhung der Versetzungsdichte beim Kaltumformen entsteht. Spezifisch zu den verwendeten X5CrNi18-10 kommt eine zusätzliche Verfestigung aufgrund der Bildung von Verformungsmartensit hinzu.

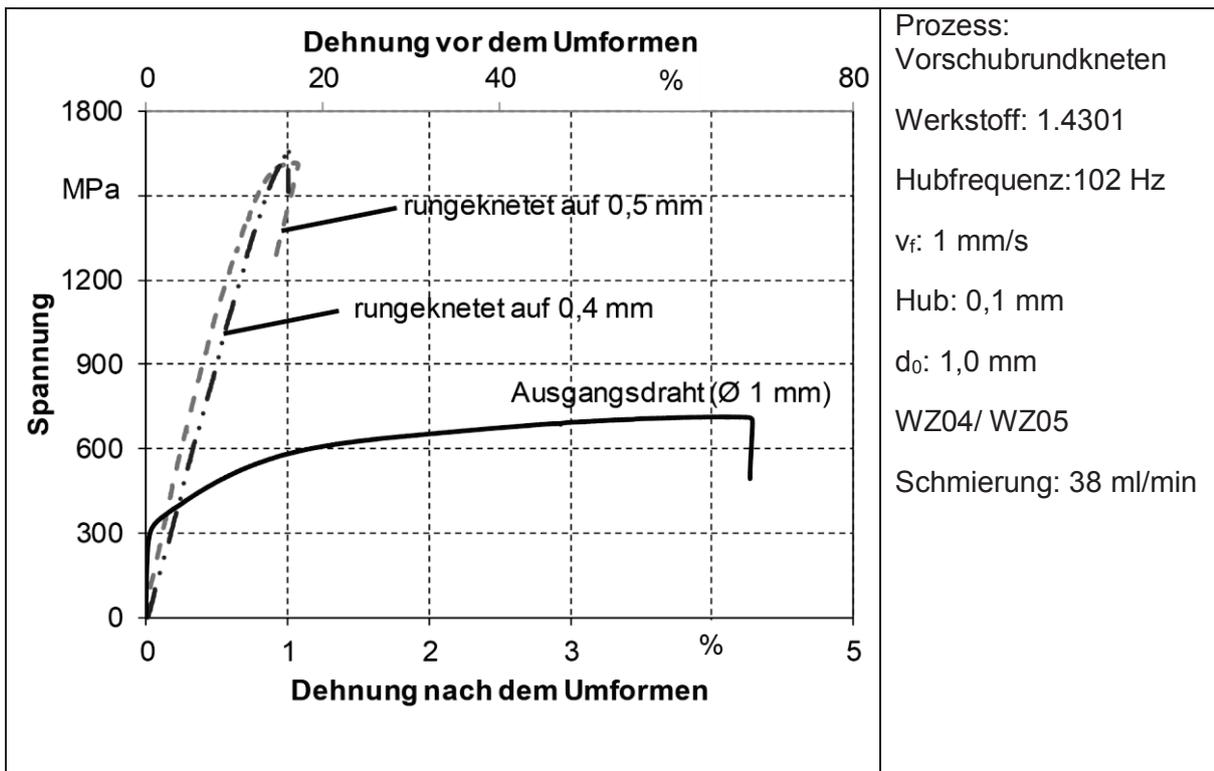


Bild 7-7: Spannung-Dehnungsdiagramm des X5CrNi18-10 vor und nach dem Rundkneten.

Eine Kaltverfestigung der Bauteile lässt sich auch mit dem Vergleich der Härte darstellen. In Bild 7-8 ist die Martenshärte in fünf verschiedene Bereiche entlang eines verformten Werkstücks aus 1.4301 dargestellt. Die Streuung der Martenshärte nach dem Umformen (Bereich I bis IV und Beginn von V) erreicht bis zu 250 N/mm² im Vergleich zu etwa 160 N/mm² vor dem Umformen (Ende des Bereichs V) für die hier gezeigte Reduzierung.

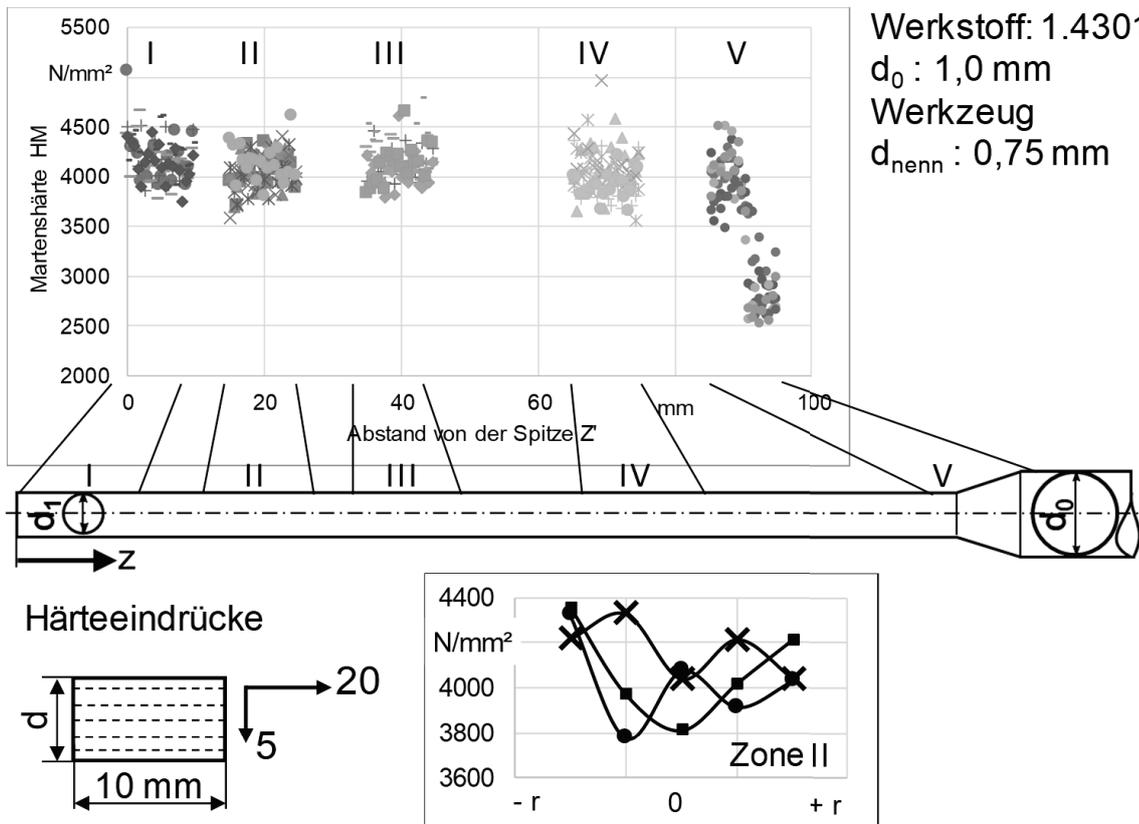


Bild 7-8: Martenshärte eines Bauteils aus 1.4301

Die hohe Streuung ergibt sich aufgrund der Inhomogenität des Gefüges (weicher Austenit und harter Martensit) und des komplexen Werkstoffflusses (Verhalten des Fließscheide). In dem Ausschnitt in Bild 7-8 sind drei ausgewählte Härteprofile in Zone II über den Durchmesser $[-r, +r]$ dargestellt. Die beobachteten Verteilungen spiegeln eine inhomogene Kaltverfestigung entlang des Durchmessers wider. Der Mittelwert der Härtewerte in einem Werkstückbereich, welcher auf den gewünschten Enddurchmesser reduziert wurde, ist für eine Charakterisierung ausreichend.

In Bild 7-9 sind die Gefüge vor (a) und nach dem Umformen auf unterschiedliche Enddurchmesser (b) und (c) dargestellt. Obwohl das Gefüge des Halbzeuges sehr homogen ist, sind nach dem Umformen unterschiedliche Bereiche zu erkennen, die auf eine ungleichmäßige Verformung hindeuten. Hier lässt sich ein Zusammenhang zwischen der Verteilung der PEEQ aus der FE-Simulation und der Härteverteilung (Bild 7-5) erkennen.

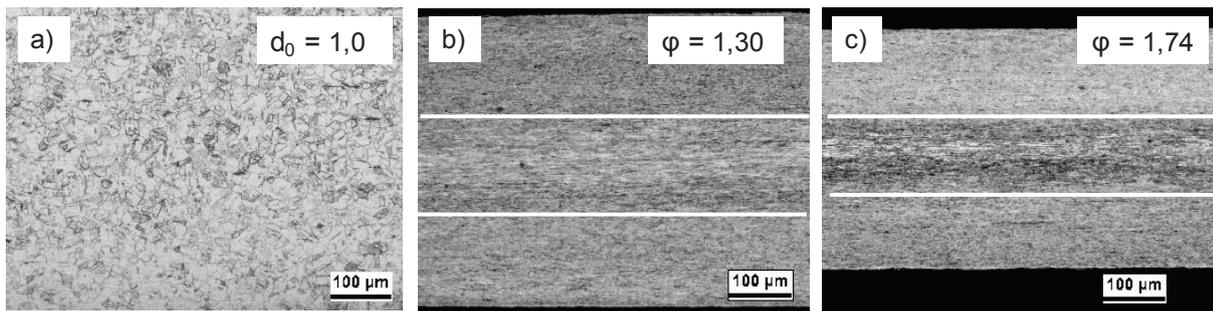


Bild 7-9: Gefüge des 1.4301 a) vor und nach dem Umformen mit einem Umformgrad von b) 1,30 und c) 1,74

Die Inhomogenität in Bild 7-9 beschränkt sich nicht auf 1.4301. Ähnliche Erscheinungen sind bei allen untersuchten Werkstoffen vorhanden.

Die Härte und die Dehngrenze spiegeln die Verfestigung des Bauteils durch das Kaltumformen wider. Um den Zusammenhang näher zu betrachten, werden Bauteile aus Cu-ETP und 1.4301 mit 1 mm Ausgangsdurchmesser sukzessiv bis auf 0,28 mm Enddurchmesser reduziert. Die Zwischenstufen der Durchmesser betragen 0,8 mm, 0,57 mm und 0,4 mm. Bild 7-10 und Bild 7-11 zeigen im Vergleich die Dehngrenze und die Härte in Abhängigkeit vom Umformgrad für den jeweiligen Werkstoff.

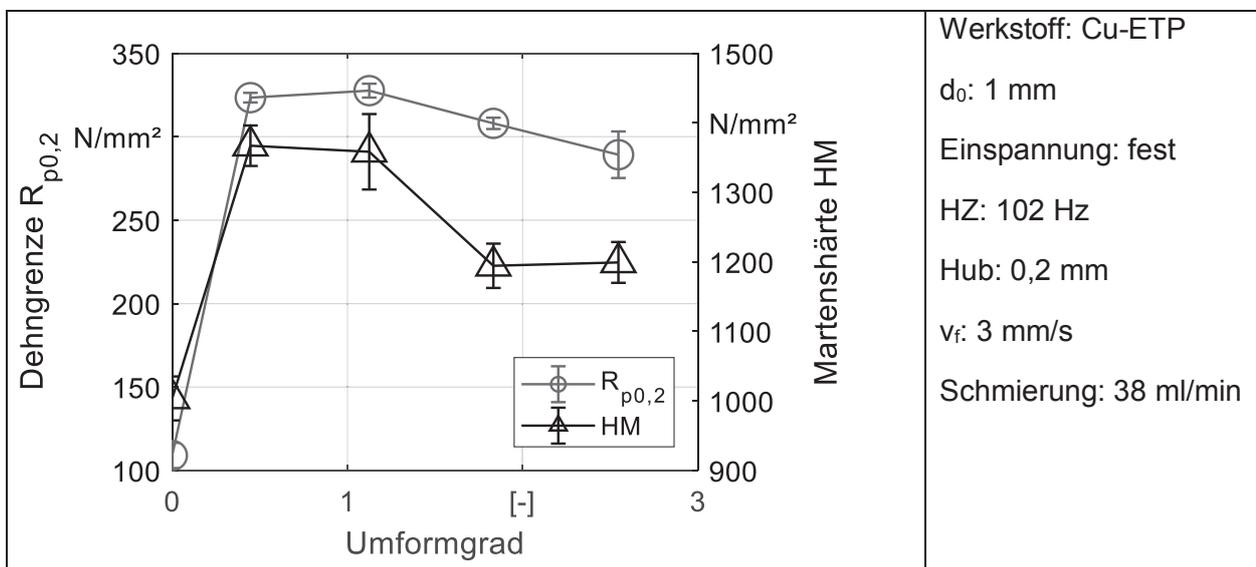


Bild 7-10: Dehngrenze und Härte von Cu-ETP nach dem Umformen in Abhängigkeit von unterschiedlichen Umformgraden

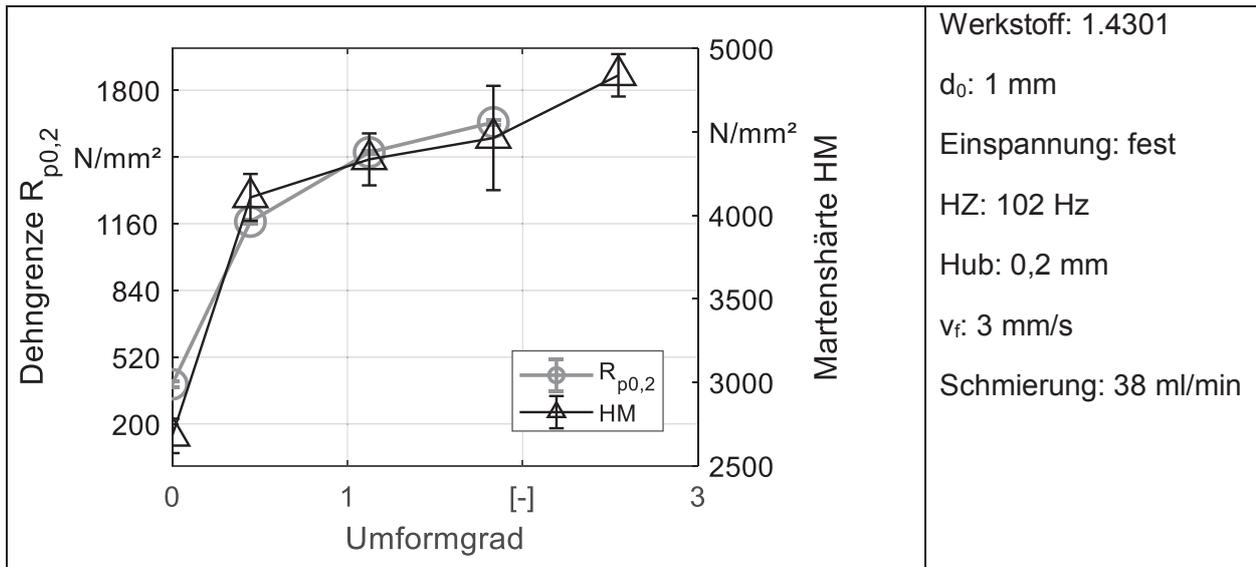


Bild 7-11: Dehngrenze und Härte von 1.4301 nach dem Umformen in Abhängigkeit von unterschiedlichen Umformgraden

Sowohl für Cu-ETP als auch für 1.4301 ist erkennbar, dass die Dehngrenze und die Härte nach dem Umformen höher liegen als im Ausgangszustand (Umformgrad 0). Außerdem ist der Trend dieser beiden Parameter für jeden Werkstoff annähernd gleich. Während bei 1.4301 die Dehngrenze und die Härte mit dem Umformgrad stetig steigen, liegt bei Kupfer die höchste Härte bereits bei einer Reduzierung auf 0,8 mm ($\varphi \approx 0,45$) vor. Für weitere Reduzierungen des Kupfers sinken diese Parameter ab, aber bleiben jedoch höher als in den nicht umgeformten Bauteilen. Diese ähnliche Tendenz der Eigenschaften Dehngrenze und Härte wird durch die Korrelationskoeffizienten 0,98 für Stahl und 0,9 für Kupfer bestätigt. Die unterschiedlichen Trends für Cu-ETP und 1.4301 lassen sich durch die Wechselverformung und die Verfestigungsmechanismen erklären. Aufgrund des großen Aufwandes, der mit der Härtemessung im Vergleich zum Zugversuch verbunden ist, ist der Zugversuch die effizientere Methode zur Charakterisierung der Festigkeit nach dem Mikrorundkneten.

In Bild 7-12, Bild 7-13 und Bild 7-14 ist zu erkennen, dass durch Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit die Festigkeit der Bauteile steigt und die Dehnung sich genau umgekehrt zu Bild 7-13 und Bild 7-14 verhält.

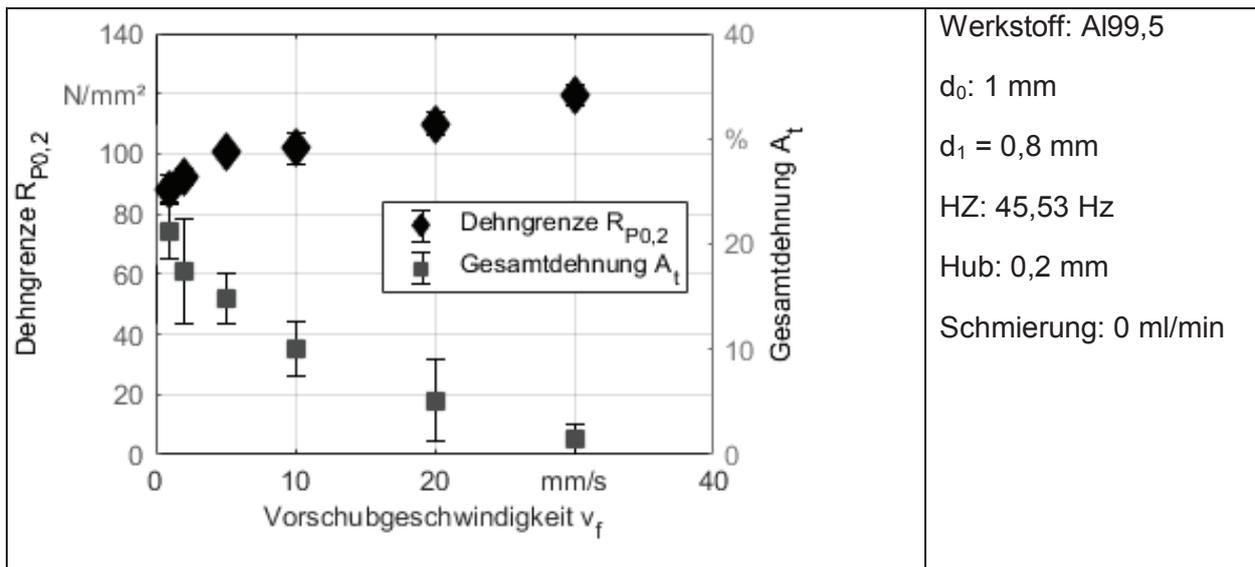


Bild 7-12: Festigkeit des Aluminiums nach dem Umformen mit unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten

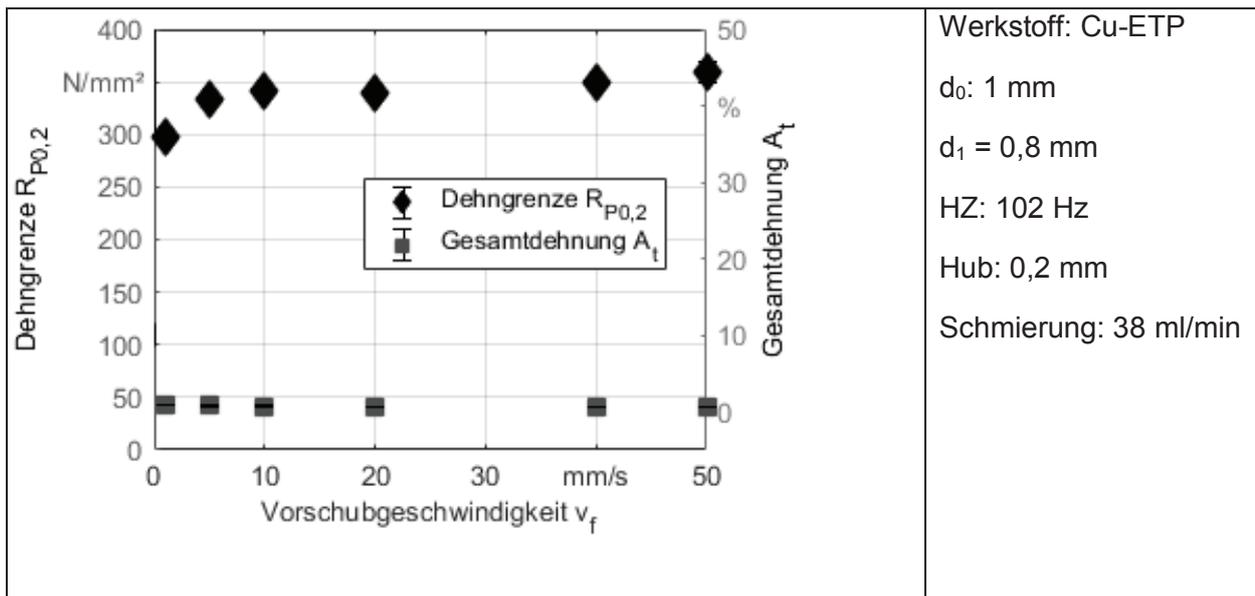


Bild 7-13: Festigkeit des Kupfers nach dem Umformen mit unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten

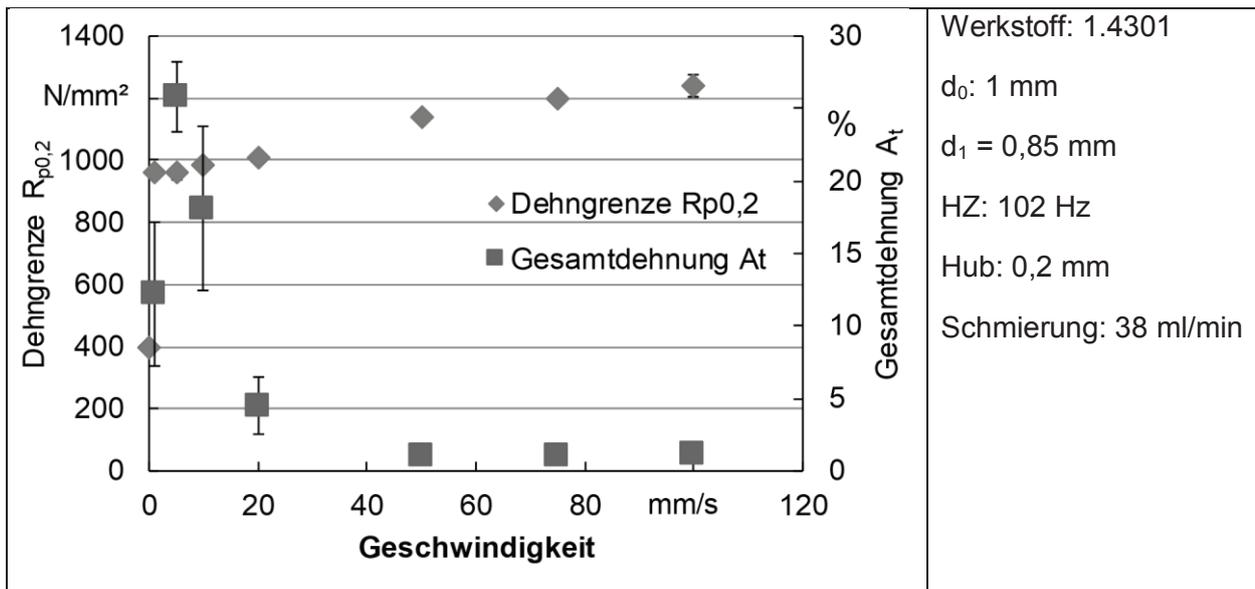


Bild 7-14: Festigkeit von 1.4301 nach dem Umformen mit unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten

Es bilden sich bei 1.4301 in Abhängigkeit von den Umformbedingungen verformungsinduziertes Martensit, das eine höhere Festigkeit aufweist als der ursprüngliche Austenit. Bei Kupfer sind nach dem Umformen mit einem geringen Umformgrad nur sehr wenig Verformungsreserven vorhanden. Die Gesamtdehnung verändert sich bei der Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit kaum noch. Dies deutet auf eine Sättigung der Versetzungsdichte hin. Dasselbe Verhalten ist auch bei der Dehngrenze zu beobachten. Sie steigt rapide an und verändert sich nur noch geringfügig bei weiteren Geschwindigkeitssteigerungen. Die Geschwindigkeit beim Vorschubrundkneten von Kupfer hat praktisch einen ähnlichen Einfluss wie der Umformgrad auf die Dehngrenze. Jedoch fällt die Verfestigung aufgrund des steigenden Umformgrades geringer aus (Bild 7.6). Ein Einfluss der Tribologie war nicht vorhanden. Sowohl die Dehnung als auch die Dehngrenze blieben nach dem Rundkneten von Kupfer mit und ohne Schmiermittel auf demselben Niveau.

Das Verhalten der Dehngrenze und der Gesamtdehnung mit der Veränderung der Vorschubgeschwindigkeit bei 1.4301 ähnelt dem von Aluminium. Dies bedeutet, dass die Vorschubgeschwindigkeit zur Einstellung der Bauteilfestigkeit bei Al99,5 und 1.4301 genutzt werden kann, während dies bei Kupfer kaum möglich ist, da eine Sättigung der Versetzungsdichte schnell erreicht wird. Die Vorschubgeschwindigkeit beeinflusst auch die Dauerfestigkeit von 1.4301 [Köh17].

Schwingfestigkeitsuntersuchungen wurden an Proben aus dem Werkstoff 1.4301 durchgeführt. Nach einer Reduzierung von 1,0 mm auf 0,5 mm im Vorschubverfahren mit drei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten ($v_f = 1,0; 3,0$ und $5,0$ mm/s) wurden Proben mit einer Länge von 1000 mm entnommen. Zur besseren Übersichtlichkeit werden die Ergebnisse der Untersuchungen in den Bildern 7.15 bis 7.17 in Form von Wöhler-Kurven dargestellt. Hierbei sind jeweils die Zustände vor und nach dem Umformen abgebildet. Die vollen Markierungen in stellen die Durchläuferproben dar und die offenen diejenigen Proben, die durch Bruch versagen haben.

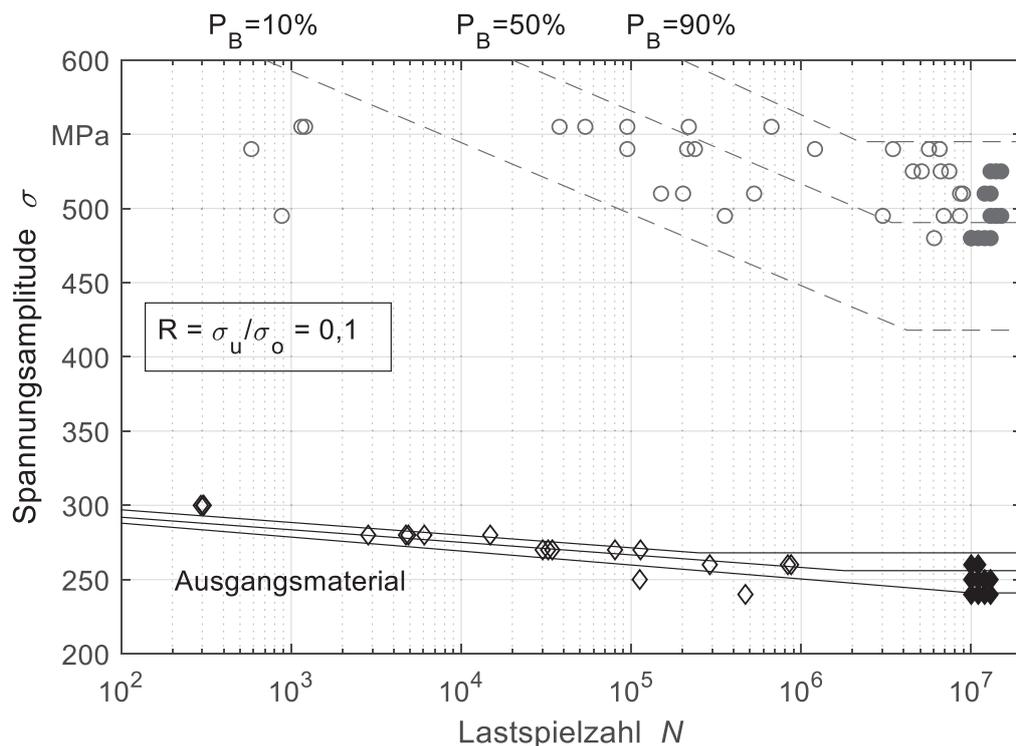


Bild 7-15: Wöhlerkurven der Ausgangsproben ($d_0 = 1$ mm) und nach dem Reduzieren auf $d_1 = 0,5$ mm mit $v_f = 1$ mm/s

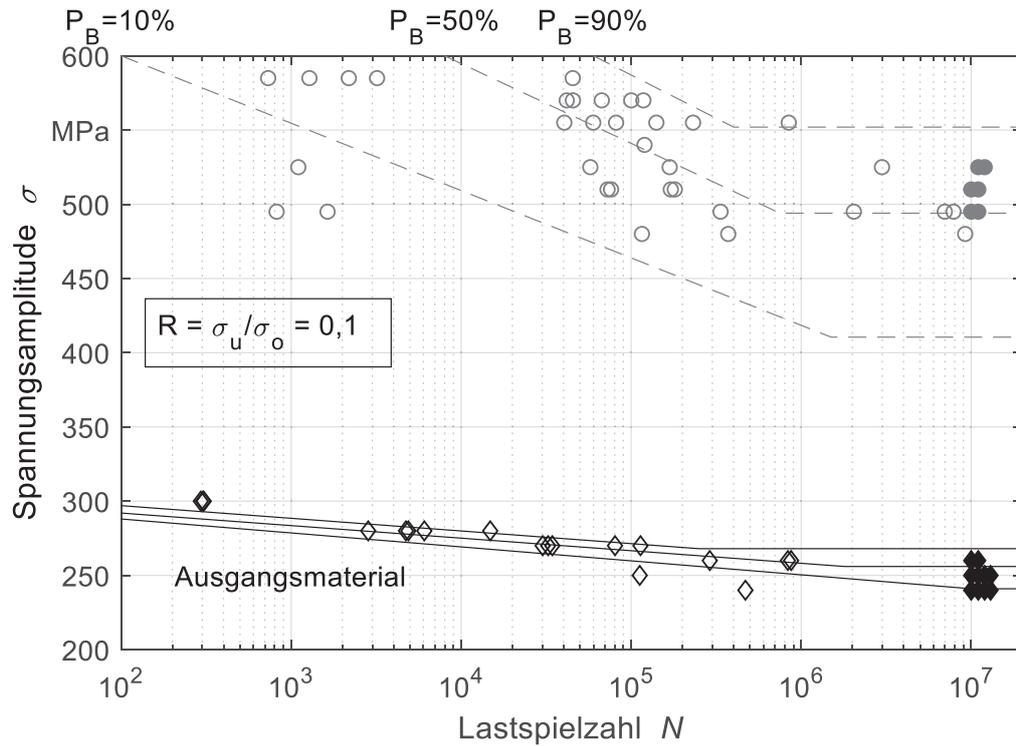


Bild 7-16: Wöhlerkurven der Ausgangsproben ($d_0 = 1$ mm) und nach dem Reduzieren auf $d_1 = 0,5$ mm mit $v_f = 3$ mm/s

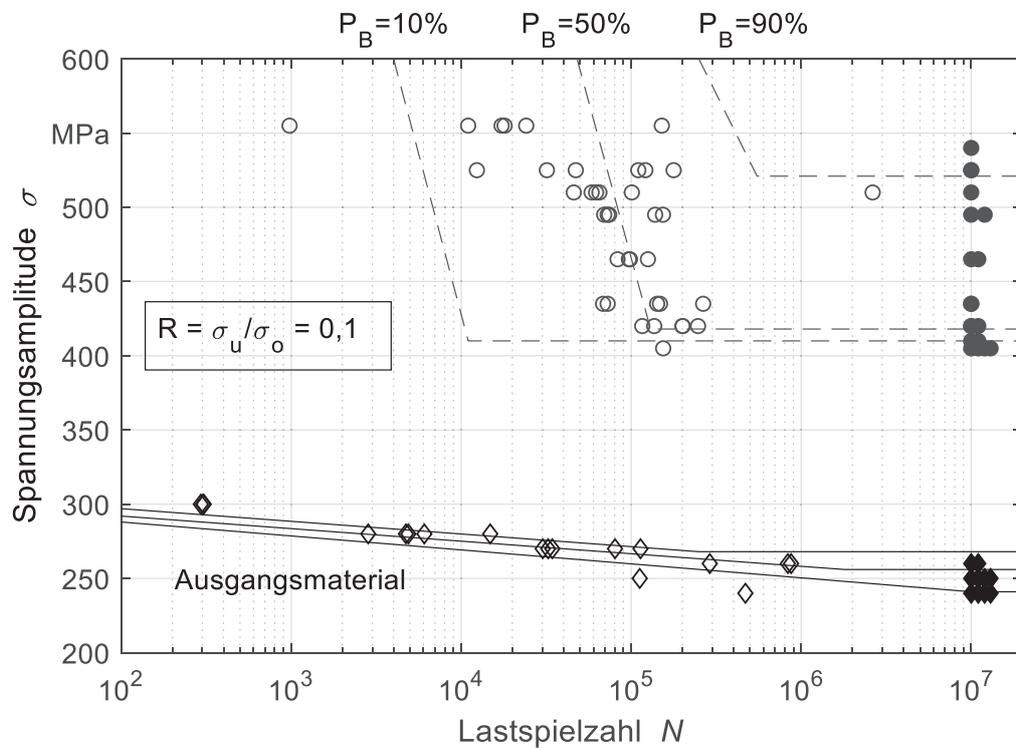


Bild 7-17: Wöhlerkurven der Ausgangsproben ($d_0 = 1$ mm) und nach dem Reduzieren auf $d_1 = 0,5$ mm mit $v_f = 5$ mm/s

Durch das Rundkneten wird die Dauerfestigkeit der Bauteile deutlich verbessert. In allen drei Fällen liegt jedoch eine erhöhte Dauerfestigkeit mit einer starken Streuung der Spannungen nach dem Umformen vor. Beide Parameter weisen einen Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf. Die Ermüdungsgrenze σ_e liegt bei 491 MPa nach dem Umformen mit 1 mm/s und bei 494 MPa für 3 mm/s. Bei $v_f = 5$ mm/s beträgt dieser Wert hingegen nur noch 418 MPa, was auf eine geringe Verfestigung hindeutet. Trotz der Streuung der Messwerte hat Köhler herausgefunden, dass der Bruch bei den Proben hauptsächlich vom Bereich unterhalb der Oberfläche ausgeht und die Stelle mit dem Bereich, der den höchsten Anteil an verformungsinduzierten Martensit [Köh17] aufweist, korreliert. Ein qualitativer Vergleich mit den Arbeiten von Ganesh und Padmanabhan [Gan96] sowie von Bhanu Sankara et al. [Bha93] lässt vermuten, dass die Dauerfestigkeit der Mikrobauteile höher im Vergleich zu Bauteilen aus dem Makrobereich ist. Diese Beobachtung deutet auf einen statistischen Größeneinfluss hin, da statistisch gesehen in großen Bauteilen die Wahrscheinlichkeit Fehlstellen vorzufinden größer ist als in kleinen Bauteilen. Somit fällt die Dauerfestigkeit der großen Bauteile auch kleiner aus.

7.2 Bauteilcharakterisierung beim Einstechrundkneten

7.2.1 Geometrische Bauteileigenschaften

Mit einer festen Werkstückeinspannung wird der Werkstoff während der Bearbeitung zwischen der Einspannung und der Umformzone gestaucht. An der gegenüberliegenden Seite der Umformzone kann der Werkstoff ungehindert fließen. In Bild 7-18 sind der Durchmessererlauf (oben) und die Geometrie des Bauteils nach dem Einstechen dargestellt. Die festgespannte Seite befindet sich links im Bild.

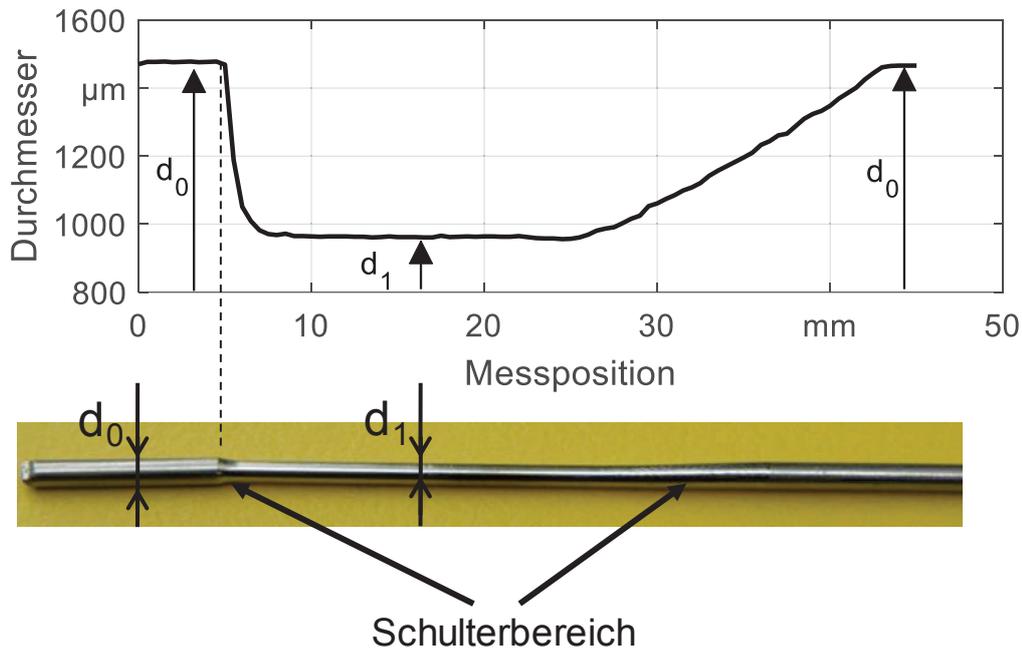


Bild 7-18: Geometrie nach dem Einstechen, oben.) Durchmesserprofil; unten.) Aufnahme eines Werkstückes

Im Gegensatz zur rechten Seite (freies Ende) ist auf der linken Seite (gespannte Seite) ein klarer Übergang zwischen dem Halbzeugdurchmesser (d_0) und dem Durchmesser nach dem Umformen (d_1) zu erkennen. Für die weiteren Bewertungen der Geometrie wird immer der Durchmesser 10 mm von der linken Schulter entfernt herangezogen. Diese Stelle liegt während der Umformung im mittleren Bereich des Werkzeuges.

Beim Einstechen sorgt die Radialzustellgeschwindigkeit für die Produktivität und die Kalibrierung für die Einstellung enger Toleranzen. Bild 7-19 zeigt, dass ähnlich wie beim Vorschubrundkneten der Durchmesser nach dem Einstechrundkneten mit der Zustellgeschwindigkeit steigt.

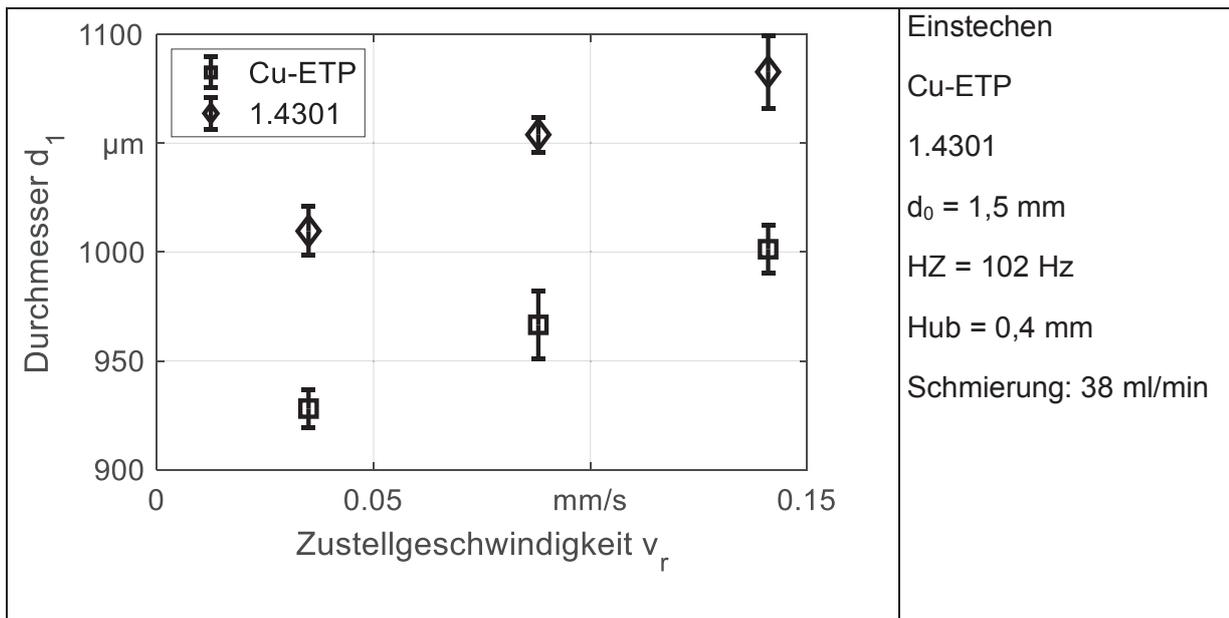


Bild 7-19: Einfluss der Zustellgeschwindigkeit auf den Enddurchmesser d_1

In dem untersuchten Geschwindigkeitsbereich kann von einer fast linearen Abhängigkeit der beiden Parameter sowohl für E-Cu58 als auch für 1.4301 ausgegangen werden. Bei der Kraftmessung wurde ermittelt, dass Kupfer einen geringeren Widerstand gegen das Umformen ausübt. Dieses Verhalten kann auch von den Untersuchungen der Durchmesser abgeleitet werden, denn nach dem Einstechen sind die Durchmesser der Kupferwerkstücke immer kleiner als die des 1.4301.

Der Einfluss der Kalibrierzeit ist in Bild 7-20 dargestellt. Nach dem Erreichen des endgültigen Zustellpunktes der Werkzeuge werden sie wieder geöffnet ($t_{cal} = 0$ s) oder das Werkstück wird ohne weitere Zustellung für $t_{cal} = 0,5$ s, 1,0 s oder 2,0 s weiterbearbeitet. Aus den Analysen der Durchmesser d_1 lässt sich ein umgekehrtes Verhalten mit der Erhöhung der Kalibrierzeit beobachten. Der Durchmesser wird kleiner, wenn t_{cal} steigt.

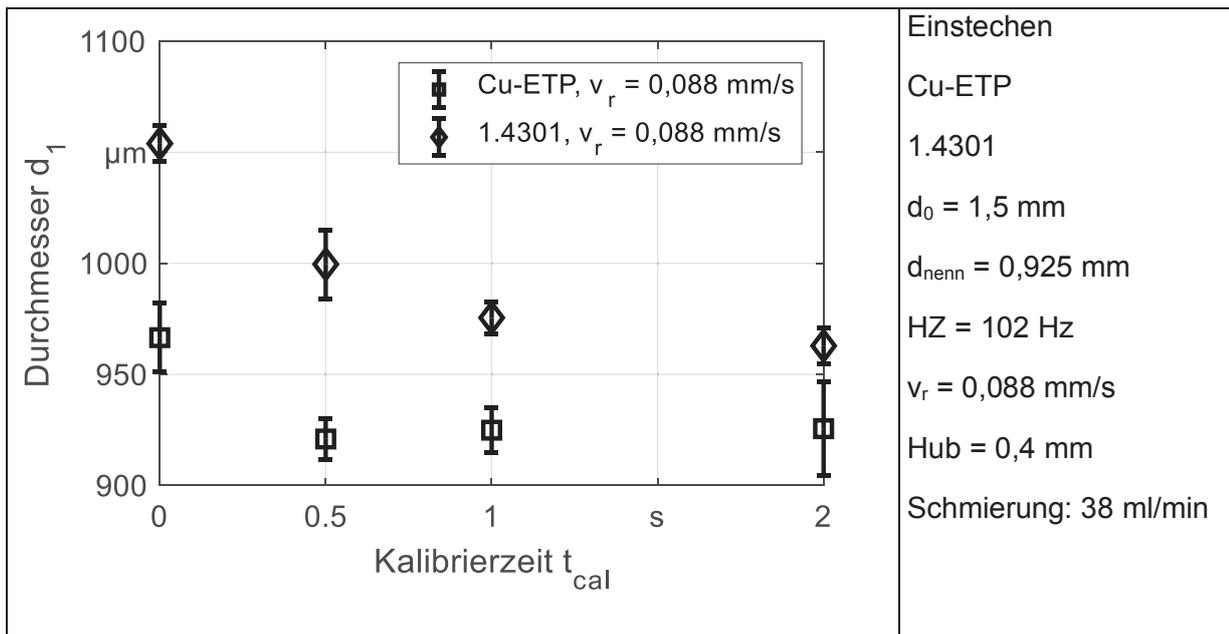


Bild 7-20: Einfluss der Kalibrierzeit t_{cal} auf den Enddurchmesser d_1

Zu erkennen ist außerdem, dass für denselben Werkzeugsatz die Durchmesser des weicheren Werkstoffes kleiner ausfallen. Ohne Kalibrierung erfahren die Werkstücke immer weniger Schläge, wenn die Zustellgeschwindigkeit erhöht wird. Diese Schläge erhöhen sich mit der Kalibrierzeit und die Durchmesser werden kleiner. Die Änderung des Durchmessers aufgrund der Kalibrierzeit läuft jedoch gegen eine Sättigung. Das bedeutet, dass es sich um eine maximale Kalibrierzeit handelt, über die der Durchmesser konstant bleibt. Diese Zeit ist werkstoffabhängig. Während für Kupfer mit $t_{cal} = 500$ ms die maximal noch wirksame Zeit erreicht ist, liegt sie bei 1.4301 über 2 s. Dieses Ergebnis steht im Einklang mit Befunden vom Vorschubrundkneten. Dort wurde ermittelt dass die Dehngrenze sehr rasch einen Sättigungszustand erreicht.

7.2.2 Gefüge und Härte

Aus den vorangegangenen Analysen des Prozesses konnte die asymmetrische Bildung der Geometrie erklärt werden. Mit der Untersuchung des Gefüges kann qualitativ festgestellt werden, wie sich die Verformung im Bauteil verteilt. Bild 7-21 und Bild 7-22 zeigen einen Längs- und einen Querschliff nach dem Einstechen.

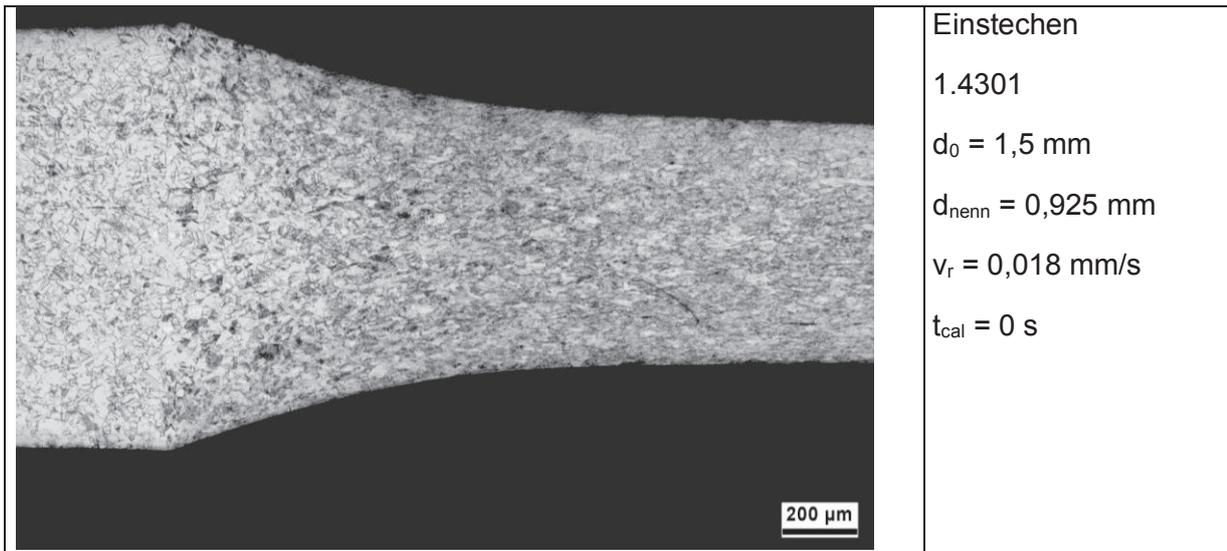


Bild 7-21: Längsschliff in einer Stahlprobe nach dem Einstechen

Der Längsschliff zeigt das Gefüge der Einspannseite. Dabei ist der Ausgangszustand noch zu erkennen. Im Übergangsbereich lässt sich bereits eine Verformung des Gefüges erkennen. Jedoch sind keine Aussagen über die genaue Form der Körner möglich. Diese sind bei diesem Umformgrad stark gestreckt. Beim Querschliff in Bild 7-22 ist der Umformgrad kleiner. Die Körner können aber auch mit dem Lichtmikroskop nicht mehr aufgelöst werden. Dennoch können mindestens zwei Bereiche unterschieden werden.

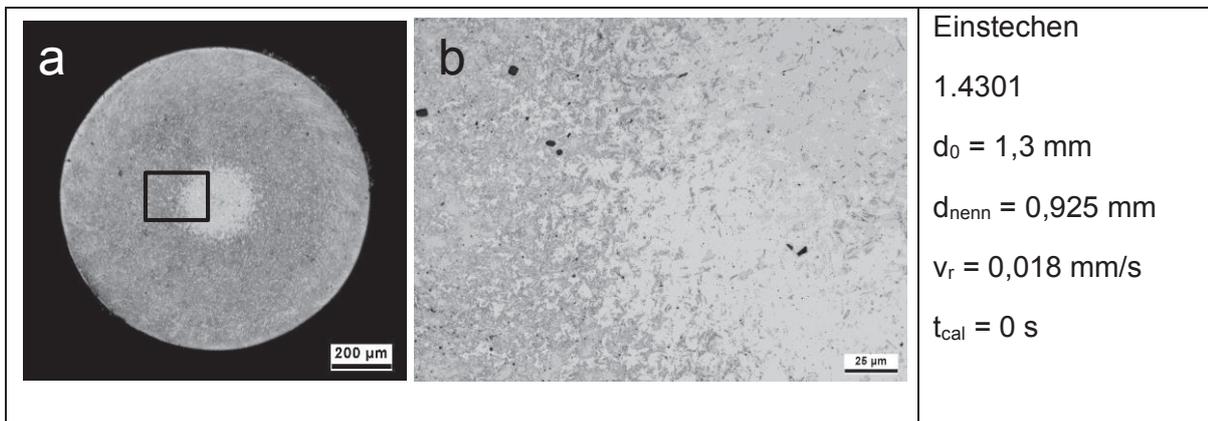


Bild 7-22: Querschnitt in der Bauteilmitte einer Stahlprobe nach dem Einstechen

Die Verformung im Kern (hellerer Bereich in Bild 7-22a und Bild 7-22b) des Bauteils scheint geringer zu sein als in Richtung Bauteiloberfläche. Der hellere Bereich deutet auf Restaustenit hin, welcher als Ausgangsgefüge in den Halbzeugen vorlag. Im dunkleren Bereich liegt nach dem Umformen mehr Martensit vor, wie bereits beim Vorschubrundkneten für diesen Werkstoff

festgestellt wurde. Ein Einfluss der Radialzustellgeschwindigkeit und der Kalibrierzeit auf das Gefüge lässt sich anhand von Lichtmikroskopaufnahmen nicht dokumentieren.

Zusätzlich zum Gefüge wurden Härtemessungen an den Schlifflinien durchgeführt. Bild 7-23 zeigt Härteverläufe im Übergangsbereich, in der Probenmitte sowie im Ausgangszustand. Ein Anstieg aufgrund der Kaltverfestigung und der Martensitbildung ist erkennbar, jedoch ist eine Zuordnung der Verformung entlang des Durchmessers mit dem Härteverlauf nicht möglich. Eine Erklärung dafür ist, dass in diesem Fall die erhöhte Martensitbildung im Randbereich eine vergleichbare Verfestigung zur Folge hat, wie die Erhöhung der Versetzungsdichte im Kern.

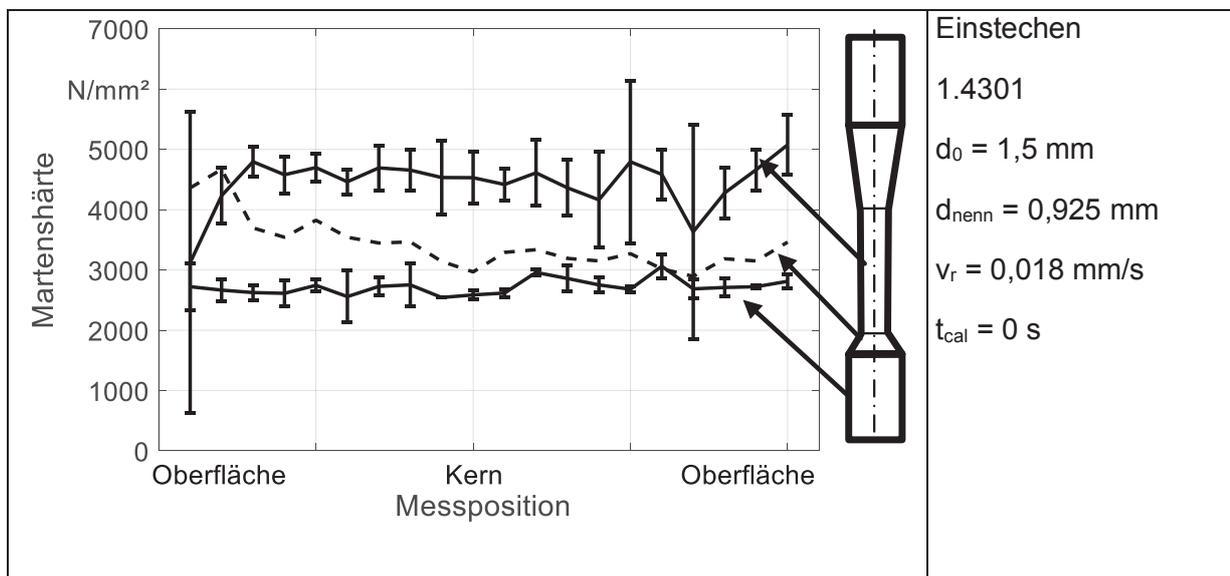


Bild 7-23: Härteverlauf entlang des Durchmessers vor und nach dem Einstechen

8 Optimierungspotenzial für das Mikrorundnetzen

Einsatz von Zwischenelementen beim Einstechrundnetzen

Ein wichtiges Merkmal der Mikrobearbeitung ist, dass die verwendeten Prozesse meistens für die Massenfertigung geeignet sind. Obwohl die Vorteile des Rundnetzens mehr in den erreichbaren Eigenschaften sowie in der Geometrievielfalt liegen, ist es wichtig, Wege zu finden, um die Prozessleistung zu optimieren. Diese Prozessleistung ist im Vorschubverfahren mit der Axialvorschubgeschwindigkeit des Werkstücks und im Einstechverfahren mit der Radialzustellung der Werkzeuge verbunden. In den vorangegangenen Kapiteln wurden bereits einige leistungsoptimierende Maßnahmen ermittelt und untersucht. Bezogen auf das Werkstück können kleine Umformgrade und geeignete Einspannungen für das Werkstück genannt werden. Im Bereich Werkzeug und Maschine muss eine für einen günstigen Werkstofffluss geeignete Hubzahl verwendet werden und das Verhältnis Werkzeugspalt/Enddurchmesser muss idealerweise größer oder gegen 1 gewählt werden. Für breitere Spalte muss aber der radiale Werkstofffluss, welcher häufig zur sogenannten Flügelbildung am Bauteil führt, verhindert werden. Die Flügelbildung kann aber auch bei hohen Geschwindigkeiten entstehen, wie in der Skizze im Bild 8-1a, b im Fall des Einstechrundnetzens zu sehen ist. Da das zu verdrängende Werkstoffvolumen pro Inkrement größer wird und nicht mehr vollständig axial fließen kann, kommt es zum Werkstofffluss zwischen den Werkzeugsegmenten und somit zur Flügelbildung. Diese kann auch zum Bruch führen.

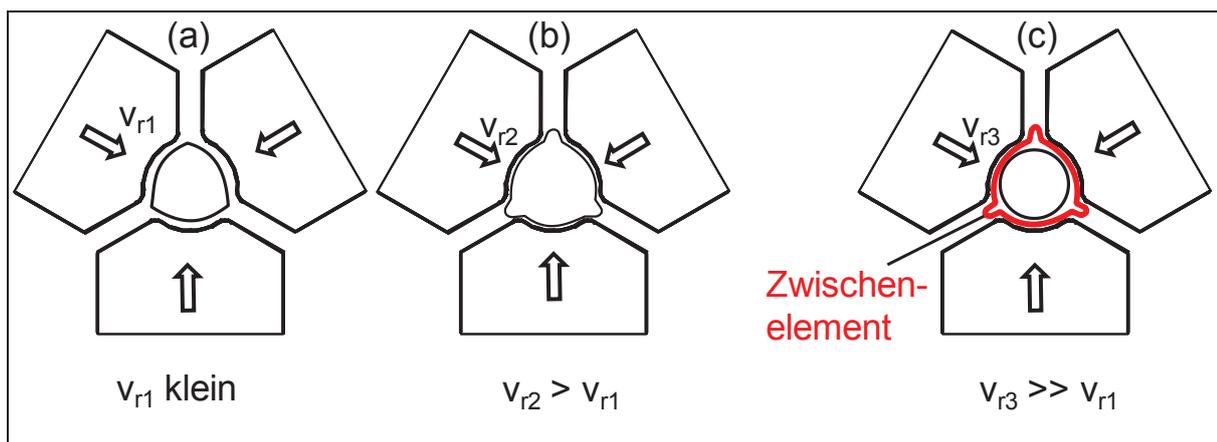


Bild 8-1.: Entstehung der Geometrie beim Einstechen (a) Beginn des Umformens mit niedrigem v_r , (b) Entstehung des Flügels bei hohem v_r (c) Ansatz zur Vermeidung der Flügelbildung

8-1 zeigt schematisch die Entstehung der Flügelbildung als Folge einer zu hohen Radialzustellung sowie eine Lösung zu deren Beseitigung. Bei drei Werkzeugsegmenten bildet sich zu Beginn des Umformens ein polygonartiger Querschnitt, der sich in weiteren

Prozessschritten aufgrund der relativen Drehbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück immer weiter der Kreisform annähert. In diesem Fall darf v_r (Radialzustellgeschwindigkeit der Werkzeuge) wie in 8-1a nicht zu groß gewählt werden. Bei hohem v_r fließt der Werkstoff wie in 8-1b dargestellt in den Werkzeugspalt, dadurch wird die relative Drehung behindert und der Prozess versagt. 8-1 zeigt eine makroskopische Aufnahme eines Bauteils mit Flügel sowie einen Querschliff davon.

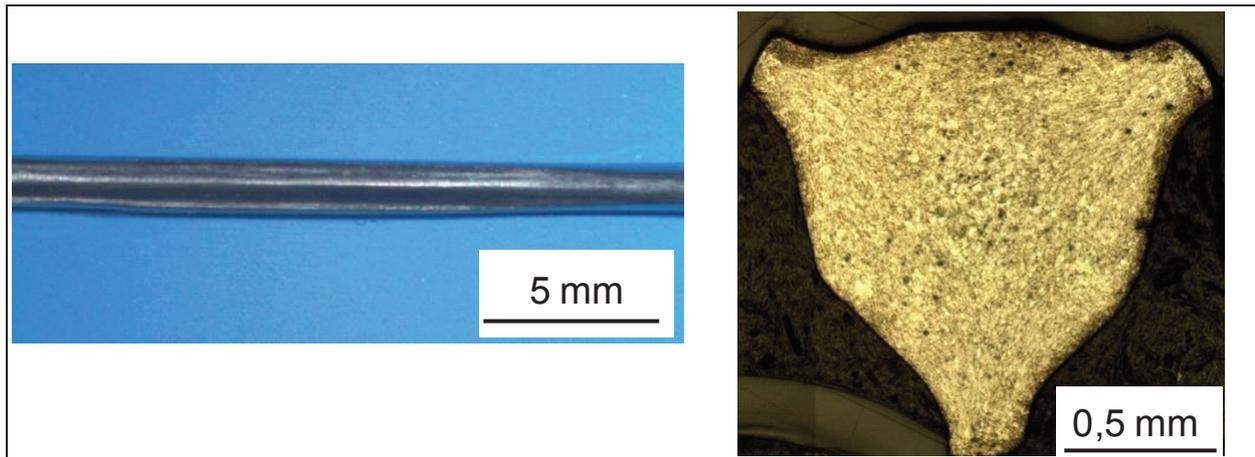


Bild 8-2: Makroskopische Aufnahme (links) sowie Querschliff einer Probe der Versagensart „Flügel“

Um das Ziel einer hohen Radialvorschubgeschwindigkeit zu erreichen, ist eine naheliegende Maßnahme die Beherrschung des Werkstoffflusses in radialer Richtung. Aus dieser Überlegung ist ein neues Konzept entstanden, welches auf dem Einsatz von Zwischenelementen beim Mikrorundkneten basiert. In Bild 8-1c ist dieses Konzept schematisch dargestellt. Die Grundidee ist es, ein elastisches Zwischenelement im Werkzeug so zu positionieren, dass kein Werkstückwerkstoff mehr in den Spalt fließt. Denkbare Zwischenelemente sind superelastische metallische oder polymere Stoffe, die auch einen hohen Reißwiderstand aufweisen. Jedoch ist das elastische Verhalten der zurzeit auf dem Markt erhältlichen superelastischen metallischen Werkstoffe noch zu gering, um hohe Umformgrade wie beim Rundkneten zu ermöglichen. Umformversuche mit drei unterschiedlichen Zwischenelementen in Form von Schläuchen und Tauchbeschichtung haben ergeben, dass der radiale Werkstofffluss beherrscht werden kann. In Tabelle 7 sind einige Eigenschaften der eingesetzten Zwischenelemente zusammengefasst.

Tabelle 7: Eingesetzte Zwischenelemente mit einigen Herstellerangaben

	Silikon-Kautschuk (#1)	Thermoplast (#2)	Flüssiggummi (#3)
Dehnbarkeit (%)	≥ 210	≥ 300	430
Festigkeit (MPa)	≥ 4	15	236
Form	Schlauch	Schlauch	Tauchbeschichtung

Der Ausgangsdurchmesser der eingesetzten Halbzeuge beträgt 1,5 mm bei Kupfer sowie 1,3 mm bei 1.4301. Diese Halbzeuge werden mit dem Einstechwerkzeug mit $d_{\text{nenn}} = 0,925$ mm reduziert. Die Vorbereitung der Zwischenelemente #1 und #2 besteht lediglich darin, die Schläuche auf die gewünschte Länge zurechtzuschneiden und auf den zu bearbeitenden Halbzeugabschnitt zu schieben. Bei dem Zwischenelement #3 muss zunächst das flüssige Gummi auf die Halbzeuge aufgetragen und getrocknet werden. Die Schichtdicke des aufgetragenen Flüssiggummi schwankt nach der Trocknung zwischen 100 μm und 200 μm . Während der Umformversuche wird besonders auf die erreichbare Radialzustellgeschwindigkeit und auf das Auftreten der Versagensgrenze geachtet. Als Abbruchkriterium sind folgende Versagensarten erfasst worden: Werkstückbruch, Flügelbildung, Verschlechterung der Oberfläche und die Rundheitsabweichung. Bild 8-3 zeigt die Bauteile sowie den Zustand der Zwischenelemente nach dem Umformen.

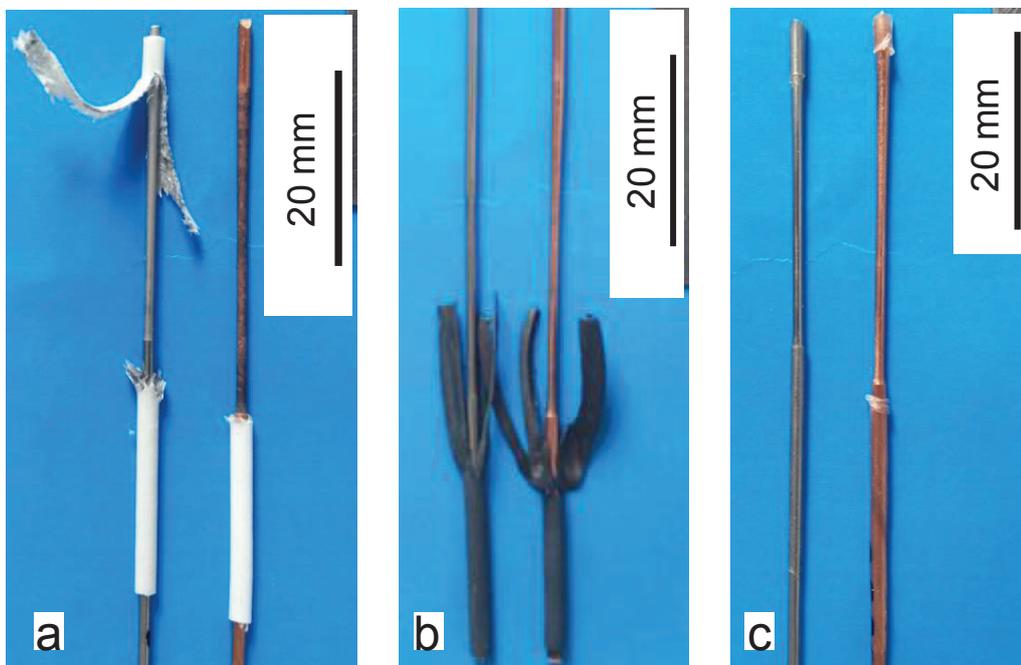


Bild 8-3: Umformergebnisse für unterschiedliche Zwischenelemente. a.) #1 Silikon-Kautschuk, b.) #2 Thermoplaste, c.) #3 Flüssiggummi. Das linke Werkstück ist jeweils 1.4301, das rechte Cu-ETP

Alle drei Zwischenelemente können beim Umformen von 1.4301 verwendet werden, da immer Gutteile erzielt werden. Bei Kupfer-Proben können hingegen nur die Varianten #2 und #3 erfolgreich eingesetzt werden. Mit Variante #1, dem Zwischenelement aus glasfaserverstärkten Silikon-Kautschuk, kommt es zur Beschädigung der Werkstückoberfläche. Die Glasfaser weisen eine hohe Zugfestigkeit auf, dadurch werden die Fasern in der Oberfläche des Kupfers eingedrückt. Die flächige Rautiefe S_z liegt bei 151 μm . Das Diagramm im Bild 8-4 zeigt die maximalen Radialgeschwindigkeiten, bevor Versagen auftreten.

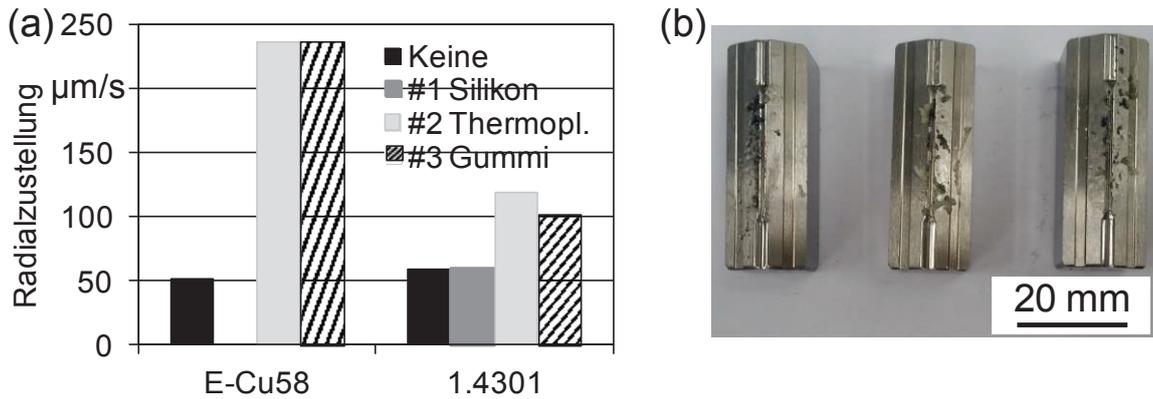


Bild 8-4: Versuchsergebnisse mit Zwischenelementen a.) maximal erreichte Zustellgeschwindigkeit v_r für Kupfer- und Stahlwerkstücke b.) Werkzeuge nach der Bearbeitung von beschichteten Halbzeugen

Obwohl der Ausgangsdurchmesser beim Kupfer mit 1,5 mm größer als beim Stahl mit 1,3 mm ist, liegt die maximale Radialzustellung bei ca. 50 $\mu\text{m/s}$ während der Bearbeitung ohne Zwischenelement für die zwei Werkstückwerkstoffe. Bei höheren Zustellungen versagt das Kupfer durch die Verschlechterung der Oberfläche und einen anschließenden Bruch. Beim 1.4301 brechen die Bauteile ab einer Zustellung von 60 $\mu\text{m/s}$. Aufgrund der Faserverstärkung im Silikon-Kautschuk (#1) und der Reibung zwischen dem Schlauch und dem Werkstück scheint sich das Zwischenelement in das Kupfer einzudrücken. Dieser Effekt ist beim Stahl weniger ausgeprägt, dennoch liegt S_z bei 21,2 μm im Vergleich zu 6,1 μm im Ausgangswerkstück. Neben der Tatsache, dass dieser für praktische Anwendungen zu hoch ist, liegt auch keine Steigerung der Vorschubgeschwindigkeit vor.

Mit den Zwischenelementen der Varianten #2 und #3 wird eine deutliche Geschwindigkeitssteigerung insbesondere für das Kupfer erzielt. Es wird mehr als das Vierfache der Geschwindigkeit (ca. 235 $\mu\text{m/s}$) im Vergleich zur Bearbeitung ohne Zwischenelement erreicht. Bei einer weiteren Erhöhung der Zustellgeschwindigkeiten entsteht beim Kupfer zunächst Flügelbildung und dann bricht das Bauteil. Das ist sowohl für Variante #2 als auch für #3 der Fall. In Tabelle 1 sind flächige Rauheitswerte (S_z und S_a) für das Kupfer vor und nach der Bearbeitung ohne und mit Zwischenelementen zusammengefasst. Darin ist zu erkennen, dass die Oberflächenrauheit nach der Bearbeitung stets höher ist als in dem gezogenen Ausgangsmaterial. Dennoch liegen die Werte im brauchbaren Bereich.

Tabelle 8: Rauheitswerte ohne Filterung gemessen an einer Fläche von 1250x200 µm²

	Ausgang		v = 50 µm/s		V = 235 µm/s	
	Sz	Sa	Sz	Sa	Sz	Sa
Kein	6,11	0,17	8,9	0,4	-	-
Thermoplast (#2)	-	-	10,4	0,6	11,1	0,7
Flüssiggummi (#3)	-	-	9,7	1,03	8,4	0,7

Alle verwendeten Zwischenelemente haben gemeinsam, dass sie, wie in Bild 8-3 und Bild 8-4b ersichtlich ist, im Prozess zerstört werden. Besonders bei Silikon-Kautschuk und Flüssiggummi können Partikel nach der Zerstörung in die Oberfläche eingedrückt werden und somit zur Erhöhung der Oberflächenrauheit führen. Wie bei der Oberflächenrauheit kann nach dem Zugversuch kein nennenswerter Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Festigkeit beim Kupfer festgestellt werden. Im Ausgangshalbzeug liegt die Festigkeit bei 100 MPa und nach dem Umformen bei ca. 300 MPa. Die Ergebnisse bestätigen, dass das Konzept der Zwischenelemente beim Mikrorundkneten erfolgreich eingesetzt werden kann.

In Bild 8-5 die Rundheitsabweichung nach dem Einstechen mit einem thermoplastischen Zwischenelement sowie einem Gesamthub von 0,6 mm. Bis zu eine Vorschubgeschwindigkeit von ca. $v_r = 0,85$ mm/s können Bauteile aus Kupfer fast ohne Qualitätsverlust gefertigt werden.

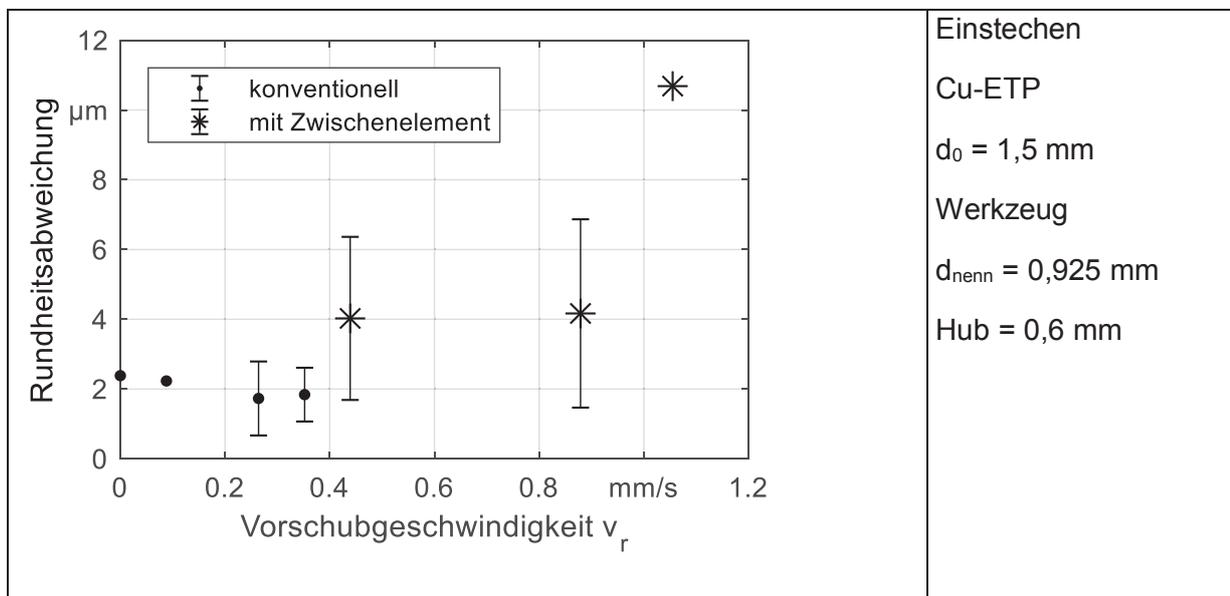


Bild 8-5: Rundheitsabweichung von Kupferbauteilen für unterschiedliche Zustellgeschwindigkeit v_r

9 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurden Untersuchungen zur Herstellung von Mikrobauteilen durch den Rundknetprozess durchgeführt. Hierbei standen die Fertigungsparameter, das Maschinenverhalten und die Bauteileigenschaften im Vordergrund. Dafür wurden die zwei Hauptvarianten des Prozesses, das Vorschub- und das Einstechverfahren betrachtet. Als Werkstoff wurden Eisen- und Nichteisenmetalle mit unterschiedlichen Ausgangsdurchmessern verwendet. Mit diesen Werkstoffen wurden die Prozessgrenzen ausgelotet und die Prozessfehler ermittelt und die daraus umgeformten Bauteile wurden charakterisiert. Neben einer FE-Modellierung des Prozesses wurden neue Prozessführungen entwickelt. Dabei handelt es sich um die Trockenbearbeitung und die Bearbeitung mit Zwischenelementen. Außerdem fand eine Anpassung der Werkstückeinspannung statt, um einer Hauptursache des Versagens im Mikrobereich entgegenzuwirken.

Mit einem axialsymmetrischen Modell des Prozesses konnte in einer 2D-Simulation mit der Software ABAQUS das Werkstoffverhalten während des Prozesses sichtbar gemacht werden. Insbesondere die Feinauflösung eines Schlages ermöglichte die genaue Betrachtung der Fließscheide im Vorschubrundkneten. So wurde erstmalig nachgewiesen, dass sich nicht nur die Lage, sondern auch die Form der Fließscheide innerhalb eines Schlages verändert. Dabei können sehr komplexe Formen entstehen, welche ebenfalls die Komplexität des Werkstoffflusses widerspiegeln. Die zwei Merkmale der Fließscheide, Form und Lage, weisen eine Abhängigkeit von Reibungsverhältnis und Werkstückwerkstoff auf. Beim Umformen von Aluminium und 1.4301 mit ähnlichen Reibverhältnissen liegt die Fließscheide beim Aluminium immer näher zum Kalibrierbereich. D.h., bei Aluminium fließt der Werkstoff anders als beim Stahl vorzugsweise entgegen der Vorschubbewegung. Dadurch lässt sich der Stahl besser umformen. Eine Erhöhung des Reibungskoeffizienten beim Aluminium führt aber zu einer Verschiebung der Fließscheide in Richtung des Ausgangsdurchmessers, dies bedeutet eine Verbesserung der Umformung. Aus dieser Erkenntnis lässt sich ableiten, dass bei hoher Reibung ein günstigerer Werkstofffluss für Aluminium vorliegt und somit ist für Al99,5 die Trockenbearbeitung zu empfehlen. Allerdings sind zusätzliche Maßnahmen gegen adhäsiven Verschleiß, z.B. DLC-Beschichtung der Werkzeuge, erforderlich.

Durch die in Anlehnung an die Ausgleichssteuerung bei hydraulischen Antrieben entwickelte angefederte Werkstückeinspannung hat sich eine erhebliche Produktivitätssteigerung ergeben, da die Rückdrängkäufe, die zur Knickung der schlanken Bauteile im Mikrobereich führen, durch die Feder in der Schließphase der Werkzeuge aufgenommen werden. Dadurch tritt Versagen erst

zu einem späteren Zeitpunkt auf. Durch eine integrale Erfassung der Ausdehnung des Halterings der Rundknetmaschine mit DMS können die Radialkräfte gemessen werden. Die ermittelten Kraftverläufe sind vergleichbar mit denen aus Messungen mit in Werkzeugen integrierten Sensoren aus dem Makrobereich. Jedoch gibt es eine Einschränkung für Werkstoffe mit sehr niedrigen Fließgrenzen, wie das bei Reinaluminium der Fall ist.

Mikrobauteile aus dem Vorschubverfahren zeigten bekannte Merkmale wie die konkave Ausbildung der Stirnfläche des freien Endes sowie die ungleichmäßige Durchmesserverteilung. Diese Merkmale müssen deshalb bei der Gestaltung von Bauteilen berücksichtigt werden. In dem untersuchten Durchmesserbereich von 0,2 bis 1 mm lassen sich Toleranzen von $\pm 5 \mu\text{m}$ problemlos sowie eine gute Oberflächenqualität mit S_z zum Teil unter $2 \mu\text{m}$ erreichen. Die Kaltverfestigung nach dem Umformen konnte mit Zugversuchen und durch Härtemessung dokumentiert werden. Eine gute Korrelation zwischen den beiden Parametern ermöglicht eine Reduzierung des Aufwandes bei der Festigkeitsuntersuchung, denn der Fokus kann mehr auf Zugversuche gelegt werden. Deren Durchführung ist vergleichsweise weniger aufwändig als die der Härtemessung. Beeinflusst werden die Festigkeit und die Härte vorrangig durch den Umformgrad und die Vorschubgeschwindigkeit.

Im Hinblick auf spezifische Effekte beim Mikrorundkneten können insbesondere zwei genannt werden: zum einen die Knickung oder Verbiegung der Werkstücke aufgrund der kleinen Dimensionen der Halbzeuge und zum anderen die Realisierung größerer Umformgrade bzw. Durchmesserreduzierungen. Letzteres hängt mit der niedrigeren Umformarbeit im Mikrobereich zusammen. Es konnte hingegen nachgewiesen werden, dass im Gegensatz zu anderen Mikrobearbeitungsprozessen (Tiefziehen, Mikrozerspanen) die Korngröße keinen nennenswerten Einfluss auf die Bauteileigenschaften beim Mikrorundkneten hat. Dies ist vorrangig auf den Belastungszustand beim Rundkneten zurückzuführen. Ein qualitativer Vergleich des Rundknetens hat außerdem ergeben, dass zahlreiche Erkenntnisse aus dem Makrobereich auch im Mikrobereich ihre Gültigkeit behalten. Dies ist in Bezug auf die Prozessgestaltung ein nicht zu vernachlässigender Vorteil.

10 Literaturverzeichnis

- [Abd13] **Abdulstaar, Mustafa A., et al. 2013.** Severe plastic deformation of commercial aluminium by rotary swaging: Microstructure evaluation and Mechanical properties. *Materials Science and Engineering*. 15. March 2013, Bd. 356, S. 351–358.
- [Ale07] **Alexander, David J. 2007.** New Methods for Severe Plastic Deformation Processing. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 3, June 2007, Bd. 16, S. 360-374.
- [Alt03] **Alting, Leo, et al. 2003.** Micro Engineering. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*. 2, 2003, Bd. 52, S. 635–657.
- [Ame07] **Ameli, Amir und Movahhedy, Mohammad R. 2007.** A parametric study on residual stresses and forging load in cold radial forging process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Mai 2007, Bd. 33, S. 7–17.
- [Bay10] **Bay, Niels, et al. 2010.** Environmentally benign tribo-systems for metal forming. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*. 2010, Bd. 59, S. 760-780 .
- [Bha93] **Bhanu SANKARA RAO, K. , et al. 1993.** An Assessment of Cold Work Effects on Strain-Controlled Low-Cycle Fatigue Behavior of Type 304 Stainless Steel. 1993, Bd. 24A, S. 913-924.
- [Bru11] **Bruder, Enrico, et al. 2011.** Severe Plastic Deformation by Equal Channel Angular Swaging. *Materials Science Forum*. 2011, Bde. 667-669, S. 103-107.
- [Che06] **Chen, Fu Kuo und Tsai, Jia Wen. 2006.** A study of size effect in micro-forming with micro-hardness tests. *Journal of Materials Processing Technology*. 1-3, Juli 2006, Bd. 177, S. 146-149.
- [Che15] **Chen, Shenghu, Jin, Xiaojie und Rong, Lijian. 2015.** Improving the strength and ductility of reduced activation ferritic/martensitic steel by cold-swaging and post-annealing. *Materials Science & Engineering A*. 2015, 631, S. 139-143.
- [Eck10] **Döge, Eckart und Behrens, Bernd Arno. 2010.** *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschnen*. Berlin-Heidelberg : Springer, 2010. S. 444.
- [Ege04] **Egerer, Emil und Engel, Ulf. 2004.** Process Characterization and Material Flow in Microforming at Elevated Temperatures. *Journal of Manufacturing Processes*. 1, 2004, Bd. 6, S. 1–6.
- [Eng06] **Engel, Ulf. 2006.** Tribology in Microforming. *Wear*. 3, Feb. 2006, Bd. 260, S. 265-273.
- [Eng02] **Engel, Ulf und Eckstein, Ralf. 2002.** Microforming—from basic research to its realization. *Journal of Materials Processing Technology*. 2002, Bde. 125-126, S. 35-44.

- [Fri07] **Fritsche, David. 2007.** Simulation, Entwicklung eines Näherungsverfahrens zur beschleunigten Simulation von Prozessen der inkrementellen Massivumformung. [Hrsg.] TU Darmstadt. *Dissertation*. 2007, Bd. 69.
- [Gan96] **Ganesh Sundara Raman, S. und Padmanabhan, K.A. 1996.** Effect of prior cold work on the room-temperature low-cycle fatigue behaviour of AISI 304LN stainless steel. *Int. J. Fatigue*. 1996, Bd. 18, S. 71-79.
- [Gär99] **Gärtner, Richard Robert. 1999.** Entwicklung einer optimierten Fertigungsstrategie für das Rundkneten. [Hrsg.] TU Darmstadt. *Dissertation*. 1999.
- [Gär96] **Gärtner, Richard Robert. 1996.** Erarbeitung und Erprobung einer rechnergestützten Wissensbasis zur Vorhersage der Zmformkräfte beim Kaltrundkneten. [Hrsg.] e.V. Forschungskuratorium Maschinenbau. *Forschungsbericht*. 1996.
- [Gee06] **Geers, Mark G.D, Brekelmans, Marcel W.A und Janssen, P.J.M. 2006.** Size effects in miniaturized polycrystalline FCC samples: Strengthening versus weakening. November 2006, Bd. 43, S. 7304-7321.
- [Gei95] **Geiger, Manfred, et al. 1995.** Design of Micro Forming Processes-Fundamentals, Material Data and Friction Behavior. 1995.
- [Gei01] **Geiger, Manfred, et al. 2001.** Micro Forming. *CIRP Annals*. 2, 2001, Bd. 50, S. 445-462.
- [Gei96] **Geiger, Manfred, Kals, Roland und Vollertsen, Frank. 1996.** Fundamentals on the manufacturing of sheet metal microparts. *Annals of the CIRP*. 1996, Bd. 45, S. 227-282.
- [Gha08] **Ghaei, Abbas, Movahhedy, Mohammadreza und Teheri, Ali Karimi. 2008.** Finite element modelling simulation of radial forging of tubes without mandrel. *materials and Design*. Dezember 2008, S. 867-872.
- [Gra90] **Grabianowski, Andrzej. 1990.** Einfluss der Rotation des Werkstücks auf die Verfestigungsverteilung beim Rundkneten. *Draht 41*. Dezember 1990, S. 1113-1116.
- [Gra88] **Grabianowski, Andrzej und Schrank, Josef. 1988.** On the influence of the shape of the dies on the hardness distribution of swaged copper rods. *Metall Wirtschaft Wissenschaft und Technik 42*. November 1988, S. 1097-1100.
- [Gra80] **Grabianowski, Andrzej, Danda, Antoni und Ortner, Balder. 1980.** *ungleichmäßige Verfestigung von rundgehämmerten Kupfer*. [Hrsg.] Berg- und Hüttenmännische Monatshefte. 1980. S. 23-28 (Volume125).
- [Grab90a] **Grabianowski, Andrzej, Danda, Antoni und Ortner, Balder. 1990.** Verfestigungsverteilung in gezogenen Aluminiumstangen. *Aluminium*. März 1990, Bd. 66, 3, S. 253-255.

- [Gra83] Grabianowski, Andrzej, Danda, Antoni und Orrtner, Balder. 1983. Verfestigungsverteilung in gezogenen Kupfer bei hohen Verformungsgraden. *Metall Wirtschaft wissenschaft und Technik*. 1983, S. 353-356.
- [Gro17] Groche, Peter und Krech, Martin . 2017. Efficient production of sensory machine elements by a two-stage rotary swaging process—Relevant phenomena and numerical modelling. *Journal of Materials Processing Technology*. 2017, 242, S. 205-217.
- [Gro04] Groche, Peter und Schneider, Regine. 2004. Method for the optimization of forming presses for the manufacturing of micro-parts. *CIRP Annals*. 1, 2004, Bd. 53, S. 281-284.
- [Gro07] Groche, Peter, et al. 2007. Incremental bulk metal forming. *Annals of the CIRP*. 2, 2007, Bd. 56, S. 635-656.
- [Hau96] Haug, Reinhard. 1996. Rundkneten im Vorschubverfahren. [Hrsg.] TU Stuttgart. *Dissertation*. 1996.
- [Hei00] Heilslitz, F. 2000. Kraftbedarf beim Kaltrundkneten. *Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. (FKM)*. 2000, Bd. 254.
- [Her18] Herrmann, Marius, Schenck, Christian und Kuhfuß, Bernd. 2018. Dry Rotary Swaging with Structured and Coated Tools. *ESAFORM 2018*. 2018.
- [Hil11] Hilbert, Martin und López, Priscila . 2011. The World's Technological Capacity to Store, Communicate, and Compute Information. *Science*. 04 2011, Bd. 332, 6025, S. 60-65.
- [Hsu02] Hsu, Tai-Ran. 2002. Miniaturization- A Paradigm Shift in Advanced Manufacturing and Education. [Hrsg.] IEEE/ASME International Conference on Advanced Manufacturing. 2002, S. 1-19.
- [Ibr10] Ibrahim, Khaled M., Mhaede, Mansour und Wagner, Lothar. 2010. Effect of Annealing Temperature on Microstructure and Mechanical Properties of Hot Swaged cp-Ti Produced by Investment Casting. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 1, 22. december 2010, Bd. 21, S. 114-118.
- [ISO12] ISO. 2012. Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft. 2012.
- [Kat08] Katavić, Boris, Odanovic, Zoran und Burzić, Meri. 2008. Investigation of the rotary swaging and heat treatment on the behavior of W- and γ -phases in PM. [Hrsg.] Elsevier. *Materials Science and Engineering:A*. 1-2, 25. 09 2008, Bd. 492, S. 337–345.
- [Kie03] Kienhöfer, Christine und Grupp, Philipp. 2003. *Rundknettechnik: Verfahren, Vorteile, Möglichkeiten*. Band 252 Bibliothek der Technik : Moderne Industrie, 2003.
- [Klo06] Klocke, Fritz und König, Wilfried. 2006. *Fertigungsverfahren 4 Umformen*. Berlin, Heidelberg : Springer, 2006. Bd. 4.

- [Koc16] Kocich, Radim, et al. 2016. Cold rotary swaging of a tungsten heavy alloy: Numerical and experimental investigations. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. 2016, Bd. 61, S. 264-272.
- [Köh17] Köhler, Bernd, Clausen, Brigitte und Zoch, Hans Werner. 2017. Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit beim Rundkneten von Mikrodrähten des Stahls X5CrNi18-10 (1.4301) auf deren mechanische Eigenschaften sowie Gefügeeigenschaften. [Hrsg.] C. Hopmann, V. Schulze, J. Wulfsberg F. Vollertsen. 2017, S. 91-98.
- [Kri07] Krishnan, Neil, Cao, Jian und Dohda, Kuniaki. 2007. Study of the Size Effects and Friction Conditions in Micro-Extrusion-Part I: Micro-Extrusion experiments and Analysis. *J. Manuf. Sci. Eng.* 4, 2007, Bd. 129, S. 669–676.
- [Krü96] Krüßmann, Martin. 1996. Rundkneten im Einstechverfahren. [Hrsg.] Universität Stuttgart. *Dissertation*. 1996.
- [Kuh97] Kuhfuß, Bernd. 1997. Hollow drive shafts - a contribution towards weight and cost reduction in automotive construction. *Automotive Technology International 1998*, Sterling Publications Limited, London 1997. 1997.
- [Kuh11] Kuhfuß, Bernd, Mouri, Eric und Piwek, Volker. 2011. Load measurement during rotary swaging of micro components using strain gauges. *ICOMM2011, Tokyo, Japan*. 2011, S. 53-58.
- [Lah73] Lahoti, Goverdhan D. 1973. Applications of a Variational Method to Three-dimensional Metal deformation problems. [Hrsg.] California university of Berkeley. *Ph. D Thesis*. 1973.
- [Lee91] Lee, Chung Ho. 1991. Vereinfachtes Verfahren der FE-Simulation von Kaltmassivumformprozessen. [Hrsg.] TU-Darmstadt. *Dissertation*. 1991.
- [Lim09] Lim, Seongjoo, Choi, Hujoon und Lee, Chi Hwan. 2009. Forming characteristics of tubular product through the rotary swaging process. *Materials Processing Technology*. 1, 01. January 2009, Bd. 209, S. 283–288.
- [Lip81] Lippmann, Horst. 1981. *Mechanik des Plastischen Fließens*. Berlin Heidelberg New Yor : Springer, 1981.
- [Lu13] Lu, Long-Sheng, et al. 2013. Pipe reduction of miniature inner grooved copper tubes through rotary swaging process. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 2013, Bd. 23, S. 377-384.
- [Mäk55] Mäkelt, Heinrich. 1955. Arbeitsweise und Leistung von Umformpressen. *Werkstatttechnik und Betrieb*. 1955, Bd. 8, 45, S. 381-383.
- [Mas00] Masuzawa, Takahisa. 2000. State of the Art of Micromachining. *Annals of the CIRP*. 2, 2000, Bd. 49, S. 381-383.

- [Mes98] Messner, Arthur. 1998. *Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile-Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozessgestaltung*. Dissertation, Nürnberg, Meisenbach Verlag Bamberg : s.n., 1998.
- [Mes94] Messner, Arthur, et al. 1994. Size effect in the FE-simulation of micro-forming Processes. *Materials Processing TEchnology*. 1-4, September 1994, Bd. 45, S. 371-376.
- [Mor07] Mori, Lapo F., et al. 2007. Study of the size effects and friction conditions in micro-extrusion: part ii—size effect in dynamic friction for brass—. *ASME-Manufacturing Science and Engineering (Technical paper)*. 4, March 2007, Bd. 129, S. 677-689.
- [Mou14b] Mouri, Eric, et al. 2014. 2D-simulation of material flow during infeed rotary swaging using finite element method. [Hrsg.] 11th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP 2014). *procedia Engineering*. 2014, Bd. 81, S. 2342 – 2347.
- [Mül88] Müller, B. 1988. Rundkneten, ein zukunftsorientiertes Umformverfahren mit hoher Präzision. *Werkstatttechnik*. 78, 1988, S. 575-578.
- [Mül97] Müller, Frank. 1997. Verfahrensgrundlagen des Rundknetens. *Dissertation Darmstadt*. Aachen : Shaker, 1997.
- [NN12] N, N. 2012. *Analysis User's Manual. Abaqus Version 6.10; Dessault Systems*. 2012.
- [Ort82] Ortner, Balder, Grabianowski, Andrzej und Danda, Antoni. 1982. Härteverteilung in rundgehämmerten Aluminiumstäben. *Aluminium*. 11, 1982, Bd. 49, S. 657-659.
- [Osk00] Oskada, Koza und Matsumoto, Ryo. 2000. Fundamental Study of Dry Metal Forming with Coated Tools. *Annals of the CIRP*. 1, 2000, Bd. 49, S. 161 -164.
- [Par11] Parasz, Sunal Ahmet, et al. 2011. Effect of specimen size and grain size on deformation in microextrusion. *Manufacturing Processes*. 2, August 2011, Bd. 13, S. 153-159.
- [Par07] Parasz, Sunal Ahmet, et al. 2007. Investigation of deformation size effects during microextrusion. *ASME-Manufacturing Science and Engineering*. 4, 2007, Bd. 129, S. 690–697.
- [Pau84] Paukert, Roland. 1984. Stofffluss beim Radialumformen. *Draht*. 35, 1984, S. (Teil I)108-111, (Teil II)159-162.
- [Pie97] Piela, Antoni. 1997. Analysis of the Metal flow in swaging - numerical modelling and experimental verification. *International journal of mechanical sciences*. 1997, Bd. 39, S. 221-231.
- [Piw06] Piwek, Volker. 2006. Verhalten und Optimierung eines direkt angetriebenen Vorschubsystems bei impulsförmiger Belastung. *Dissertation*. Bremen : Shaker, 2006.
- [Qin06] Qin, Yi. 2006. Micro-Forming and miniature manufacturing systems - Development needs and perspectives. *Jornal of Materials Processing Technology*. 1-3, 2006, Bd. 177, S. 8-18.

- [Qin10] Qin, Yi. 2010. *Micromanufacturing Engineering and Technology*. s.l. : Elsevier Science, 2010.
- [Rau01] Raulea, L.V., et al. 2001. Size effects in the Processing of thin metal sheets. *Materials Processing Technology*. 1, 2001, Bd. 115, S. 44–48.
- [Rau92] Rauschnabel, Eberhard und Schmidt, Volter. 1992. Modern applications of radial forging and swaging in the automotive industry. *Materials Processing Technology*. 3-4, Oktober 1992, Bd. 35, S. 371-386.
- [Ron07] Rong, Li, Nie, Zuo Ren und Zuo, Tie Yong. 2007. 3D finite element modeling of cogging-down rotary swaging of pure magnesium square billet-Revealing the effect of high-frequency pulse stroking. *Materials Science and Engineering*. 2007, Bd. A464, S. 28-37.
- [Ron06] Rong, Li, Nie, Zuo Ren und Zuo, Tie Yong. 2006. FEA modeling of effect of axial feeding velocity on strain field of rotary swaging process of pure magnesium. *Transaction of Nonferrous Metals Society of China*. 2, 2006, Bd. 16, S. 1015-1020.
- [Rös12] Rösler, Joachim, Harders, Harold und Bäker, Martin. 2012. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2012.
- [Sah08] Sahoo, Ajit Kumar, Tiwaari, Manoj Kumar und Mileham, Anthony Roy. 2008. Six Sigma based approach to optimize radial forging operation variables. *Materials Processing Technology*. 1-3, 20. June 2008, Bd. 202, S. 125-136.
- [Sch84] Schätzle, W. 1984. *Rundknete von Vollquerschnitten. Draht 35*. 1984. S. 200-203.
- [Sch95] Schmöckel, Dieter, Gärtner, Richard Robert und Speck. 1995. Simulation verbessert Verständnis für Kaltrundkneten. *Werkstatt und Betrieb*. 1995, 128, S. 89-92.
- [Sch98] Schmoeckel, D., Gärtner, Richard Robert und Müller, Frank. 1998. Kraftmessung beim Kaltrundkneten. 1998, 131, S. 851-857.
- [Wor85] Schrank, Josef, et al. 1985. Work softening and work hardening during rotary swaging of copper. July 1985, Bd. 1, S. 544-549.
- [Ste84] Steck, E. und Geiger, Manfred. 1984. *Plastizitätstheoretische Grundlagen. Lange K. Band1*. Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo : Springer, 1984.
- [Tan02] Tan, Xincan. 2002. Comparisons of friction models in bulk metal forming. 2002, Bd. 35, S. 385-393.
- [USC91] November 1991. U.S. Congress, Office of Technology Assessment: Miniaturization Technologies, OTA-TCT-514. November 1991.
- [Uhl67] Uhlig, A. 1967. Über die Maß- und Formgenauigkeit beim Rundkneten von Außenformen. 1967, Bd. 100, 2, S. S. 91-96.

-
- [Uhl63] Uhlig, A. 1963. Untersuchungen über die Bewegungen und Kräfte beim Rundkneten. *Dissertation*. 1963.
- [Vol08] Vollersten, Frank. 2008. Categories of size effects. *Production engineering research and development*. 2008, Bd. 2, 4, S. 377-383.
- [Vol06] Vollersten, Frank und Hu, Zhenyu. 2006. Tribological Size Effects in Sheet Metal Forming Measured by a Strip Drawing Test. 2006, Bd. 55, 1, S. 291-294.
- [Vol07] Vollersten, Frank, et al. 2007. Sheet metal micro forming. *Proceedings 6th Int. Conf. on Ind. Tools*. 2007, S. 7-12.

Studentische Arbeiten

In der vorliegenden Arbeit sind Ergebnisse enthalten, die im Rahmen der Betreuung folgender studentischer Arbeiten entstanden sind:

O. Lunitz: Entwicklung einer Messmethodik zur Erfassung der geometrischen Eigenschaften von rundgekneteten Mikrobautteilen, 2009.

R. Wendelken: Rundkneten als Mikrofügeprozess, 2011.

C. López: Process modelling for micro rotary swaging, 2012.

M. Sezgin: Umformung von Drahtwerkstoffen durch Rundkneten, 2012.

S. Eslikizi: Trockenbearbeitung beim Vorschubrundkneten: Prozessfenster, Charakterisierung und Vergleich, 2012.

J. Ludolfs: Methodisches Entwerfen eines Vorschubsystems für das kontinuierliche Fügenrundkneten von Mikrobautteilen, 2012.

N. Farré Costansa: An experimental comparative investigation of metal forming in macro and micro range on the example of rotary swaging, 2013

A. Struß: Untersuchung des Materialflusses beim Mikrorundkneten mithilfe der Finite Elemente Methode, 2014.

Y. Defotso Tamko: Automatisierung einer Messvorrichtung für die Charakterisierung von Mikrobautteilen, 2014.

T. Ittenbach: Einsatz von elastischen Zwischenelementen zur Steuerung des radialen Werkstoffflusses beim Rundkneten im Mikrobereich, 2016.

J.C. Tankam Foka: Finite Elemente Modellierung des Stauchens mit Abaqus unter Anwendung der integrierten Python-Schnittstelle, 2016

M. Alghazawi: Untersuchungen zum Werkstofffluss beim Einstechrundkneten im Mikrobereich, 2017.

M. Funck: Untersuchungen zum Einfluss der Fertigungsparameter auf die Rundheitsabweichung rundgekneteter Mikrobautteile, 2017.

M. Segelken: Untersuchungen zur Beherrschung der Werkstückgeometrie beim Mikrorundkneten, 2018