

Svetlana Ortmann-Ishkina

Konditionierung von Werkstücken durch Rundkneten

Konditionierung von Werkstücken durch Rundkneten

Vom Fachbereich Produktionstechnik

der

UNIVERSITÄT BREMEN

zur Erlangung des Grades

Doktor-Ingenieur

genehmigte

Dissertation

von

M.Ed. B.Sc. Svetlana Ortmann-Ishkina

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Bernd Kuhfuß

Prof. Dr.-Ing. habil. Brigitte Clausen

Tag der mündlichen Prüfung: 09.07.2021

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin im **bime** (Bremer Institut für Strukturmechanik und Produktionsanlagen) an der Universität Bremen. Die Grundlagen zu dieser Arbeit wurden in dem von der DFG-finanzierten Transferprojekt T2 „Refining“ gelegt, das vom Sonderforschungsbereich 747 „Mikrokaltumformen – Prozesse, Charakterisierung, Optimierung“ unter Leitung von Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Vollertsen gefördert wurde.

Ein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Bernd Kuhfuß, der mich nach Beendigung meines Studiums dazu ermunterte, ein Promotionsvorhaben anzuschließen. Von diesem Zeitpunkt an stand er mir stets zur Seite und unterstützte mich in allen Angelegenheiten. Seine wertvollen Hinweise und Anregungen waren sowohl für meine persönliche Weiterentwicklung als auch für die Bearbeitung meiner Dissertation sehr hilfreich.

Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Brigitte Clausen danke ich ganz herzlich für ihre Bereitschaft, in meinem Promotionsvorhaben als Zweitgutachterin mitzuwirken. Ihre wertvollen Anregungen haben dazu geführt, meine Sichtweise auf die Ergebnisse im Werkstoffbereich zu erweitern.

Für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsausschuss und die ausgezeichnete Koordination der Prüfungskommission geht mein Dank an Frau Prof. Dr.-Ing. Maren Petersen. Darüber hinaus möchte ich allen weiteren Mitgliedern des Prüfungsausschusses danken. In zahlreichen konstruktiven Gesprächen mit dem Oberingenieur Dr.-Ing. Christian Schenck konnten immer wieder neue Impulse und „exzentrische“ Ideen entstehen. Aus der intensiven Zusammenarbeit im SFB 747 mit Frau Dr.-Ing. Anastasiya Tönjes gingen einige sehr gelungene Publikationen hervor. Über einen längeren Zeitraum hat mich Alexander Schäfer als studentische Hilfskraft bei vielen monotonen Tätigkeiten unterstützt.

Mein Dank geht an dieser Stelle auch an alle an dieser Arbeit beteiligten technischen MitarbeiterInnen des Fachgebietes Fertigungseinrichtungen, insbesondere Heiko Leopold und Fernando Webersinke für die Präzision bei der Fertigung von Mikrobautteilen, der Metallographie des BIAS und des IWT für die Hilfsbereitschaft und die qualitativ hochwertigen Schliffbilder. Weiterhin möchte ich allen studentischen MitarbeiterInnen danken, die mich bei der Versuchsdurchführung und Auswertung unterstützt und mit ihren studentischen Arbeiten zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben.

Das internationale Dankeschön „Spasibo“ übermittle ich nach Kasachstan an Dr. Alexander Arbuz, der mit seiner Messtechnik das mit meiner neuen Methode erzeugte und so sehnsüchtig erwartete UFG-Gefüge visualisiert hat.

Meinen beiden Kollegen Dr.-Ing. Eric Mouri und Dr.-Ing. Marius Herrmann aus dem Team der Rundknetexperten möchte ich für die langen Debatten, Inspiration und Motivation danken.

Frau Birgit Taeger stand mir jederzeit mit Rat und Tat zur Seite. Für ihre unermessliche Geduld und ihre Hilfsbereitschaft möchte ich mich ganz herzlich bedanken. Sie ist stets die Ansprechperson für alle kleinen und großen Dinge des Alltages gewesen.

Abschließend möchte ich einen großen Dank an meine engsten Verwandten richten. Meinem Mann Andrej danke ich für die langen schlaflosen Nächte und die vielen Diskussionen zur richtigen Wortwahl bei den Korrekturen und für seine schier endlose Geduld. Aus meinen Kindern Stepan und Sophia konnte ich immer wieder neue Kraft schöpfen. Sophia war dabei wie ein kleiner Sonnenschein, der mir immer wieder neue Freude brachte. Meine Mutter Vera verdient einen sehr großen Dank dafür, dass sie mir all dies ermöglicht hat. Sie hat mich nicht nur moralisch bestärkt, sondern gab mir trotz der großen Distanz kontinuierlich die erforderliche Kraft weiterzumachen.

Kurzfassung

Im Rahmen dieser Dissertation wird das Rundkneten als eine Vorstufe zur Konditionierung von Werkstücken für weitere Umformschritte untersucht. Das Rundkneten erweist sich als besonders geeignet zur Erzeugung der Zielgeometrie von Bauteilen. Die Zielsetzung dieser Arbeit besteht darin, den Rundknetprozess so zu gestalten, dass neben der gut tolerierten Geometrie (Durchmesser) und einer guten Oberflächentopologie, die Mikrostruktur des umgeformten Halbzeuges beeinflusst wird und damit vorteilhafte Werkstoffeigenschaften entwickelt werden können, die sodann für nachgelagerte Umformungen wie z. B. den Fließpressprozess, zur Geltung kommen. Im Vorfeld können zu diesem Zweck Modifikationen bereits im Rundknetprozess eingebracht werden. Modifikationen an der Werkzeuggeometrie betreffen dabei das Design der Werkzeuge in den Umformbereichen, und die Modifikationen der Prozesskinematik umfassen Änderungen an Prozessparametern wie den Vorschub pro Schlag, die Hubhöhe oder die relative Bewegung zwischen Werkstück und den rotierenden Werkzeugen. Beim exzentrischen Rundkneten werden beide Prozessmodifikationen kombiniert, was zu Besonderheiten beim Werkstofffluss, der Entwicklung der Mikrostruktur sowie in den mechanischen Eigenschaften führt. Die Visualisierung des Werkstoffflusses nach einer Konditionierung der Halbzeuge erfolgt anhand einer speziellen neuentwickelten Methode. Durch eine Kombination von zwei Doppelflachwerkzeugen mit einem modularen Werkzeug, bei einem definierten Schlagfolgewinkel und einem spezifischen axialen Vorschub pro Hub, bildet sich während des Prozesses ein schraubenförmiger Kanal. Die Steigung des resultierenden gewindeartigen Kanals korreliert dabei mit dem axialen Fluss in Vorschubrichtung. Durch die Charakterisierung rundgekneteter Werkstücke bei der Prozesskette „Rundkneten/Fließpressen“ kann das Umformvermögen durch den Kraftbedarf beurteilt werden. Dabei können Schlüsse gezogen werden, inwiefern das Rundkneten als erster Schritt für nachfolgende Umformoperationen eingesetzt werden kann. In Kooperation mit einem industriellen Partner konnten konditionierte Halbzeuge bereits bei der Produktion von Kleinschrauben eingesetzt werden.

Schlüsselwörter: inkrementelle Massivumformung, Halbzeugkonditionierung, Mikrofließpressen

Inhaltsverzeichnis

SYMBOLS UND ABKÜRZUNGEN	IV
FORMELZEICHEN	V
1 EINLEITUNG	1
2 STAND DES WISSENS UND ZIELSETZUNG	3
2.1 Rundkneten.....	3
2.2 Fließpressen von Mikrobauteilen.....	8
2.3 Mikrostruktur	11
2.4 Zielsetzung.....	15
3 METHODEN	17
3.1 Rundkneten.....	17
3.1.1 Werkzeugentwicklung durch FEM-Analyse	20
3.1.2 Modifikationen der Werkzeuggeometrie	26
3.1.3 Modifikationen der Prozesskinematik	28
3.1.4 Exzentrisches Rundkneten	30
3.2 Exzentrisches Gewindekneten	33
3.3 Ersatzfließpressversuch	36
3.4 Analyseverfahren	40
3.4.1 Werkstückcharakterisierung.....	40
3.4.2 Werkstoffcharakterisierung	42
4 ERGEBNISSE UND DISKUSSION	47
4.1 Konditionierte Halbzeuge	47
4.1.1 Einstellung des Durchmessers.....	47
4.1.2 Einfluss von Werkzeuggeometrie und Prozesskinematik	53
4.1.3 Einfluss des exzentrischen Rundknetens.....	62
4.2 Werkstoffflussuntersuchung beim exzentrischen Gewindekneten	78
4.3 Fließpressen	87
4.3.1 Halbzeugcharakterisierung durch Fließpresskraft	87
4.3.2 Exzentrizität umgeformter Bauteile beim freien Stauchen	96
4.4 Anwendungsbeispiel	97
4.5 Fehlerbetrachtung und Gültigkeitsbereich	101
5 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	103

6	LITERATURVERZEICHNIS.....	106
7	ANHANG.....	116

Symbole und Abkürzungen

Abkürzungen

ARB	Accumulative Roll-Bonding
CAD	Computer-Aided Design
CIRP	International Academy for Production Engineering
DIN	Deutsches Institut für Normung
DFW	Doppelflachwerkzeug(e)
DMS	Dehnungsmessstreifen
ECAE	Equal Channel Angular Extrusion
ECAP	Equal Channel Angular Pressing
ECAS	Equal Channel Angular Swaging
CYLt	Zylindrizitätsabweichung
EW	exzentrische Werkzeuge
FEM	Finite Elemente Methode
FW	Flachwerkzeug(e)
HPT	High Pressure Torsion
ISO	International Organization for Standardization
KLE	Keillagereinheit
kfz-	kubisch flächenzentriertes Kristallgitter
krz-	kubisch raumzentriertes Kristallgitter
LED	Leuchtdiode (light emitting diode)
PE	plastische Dehnung
PID	Regler mit proportionalem, integralem und differentialem Verhalten
RE	Rotationseinheit
RW	Rundwerkzeug(e)
RONt	Rundheitsabweichung
SPD	Severe Plastic Deformation
S ² PD	Surface Severe Plastic Deformation
TEM	Transmissionselektronenmikroskopie
UFG	ultrafine grained (ultrafeinkörniges Gefüge)
VE	Vorschubeinheit
WST	Werkstück
WZ	Werkzeug

Formelzeichen

Lateinische Formelzeichen

A	mm ²	Querschnitt (Fläche)
A ₀	mm ²	Querschnitt (Fläche) vor dem Fließpressen
A ₁	mm ²	Querschnitt (Fläche) nach dem Umformen
A _B	%	Bruchdehnung
A _{max} , A _{min}	mm	maximale und minimale Werte der Spitzenverschiebung
a, b, c	mm	Seitenlängen
b _{ch}	-	Chaboche Koeffizient für isotrope Verfestigung
D _{F1} , D _{F2}	mm	Dicke des Federstahlbleches
d ₀	mm	Initialdurchmesser
d ₁	mm	Zieldurchmesser
d _{1A1}	mm	Enddurchmesser an der definierten Stelle A ₁
d _{1m} , d _{2m}	mm	Durchmesser der Umformmatrize
d _k	mm	mittlerer Korndurchmesser
d _{nom}	mm	nominaler Durchmesser
d _p	mm	Probendurchmesser
d _{So}	mm	Sockeldurchmesser des umgeformten Bauteils
d _{Sp}	mm	Spitzendurchmesser des umgeformten Bauteils
d _{zw}	mm	Probendurchmesser
F _A	kN	relative Umformkraft beim Fließpressen
F _{ges}	kN	gesamte Umformkraft beim Fließpressen
F _{id}	kN	ideale Umformkraft beim Fließpressen
F _r	kN	Radialkraft
f _{st}	Hz	Schlagfrequenz (Hubzahl)
H	µm	Eindringtiefe
HZ	Hz	Hubzahl
h _C	mm	Nockenhöhe des Modularwerkzeuges
h _P	mm	Höhe des Polygons
h _T	mm	Hubhöhe
K	MPa/√mm ²	Korngrenzwiderstand
k	-	Anzahl der Polygonecken
k _f	N/mm ²	Fließspannung des Werkstückwerkstoffes
k _{fm}	N/mm ²	mittlere Fließspannung
l ₀	mm	Länge vor dem Umformen

l_1	mm	Länge nach dem Umformen
l_{k1}, l_{k2}	mm	Hebelarm an der Keilverstellung
l_r	mm	Resthöhe des Rohteils beim Fließpressen
l_{st}	μm	Vorschub pro Schlag
$l_{st_effektiv}$	μm	effektiver Vorschub pro Schlag
M_{rel}	% / mm	relativer Martensitgehalt
m	--	Regressionskoeffizient der linearen Funktion
n_{ZR}	-	Anzahl an Zylinderrollen
P	mm	Gewindesteigung
P_{kin_d1}	mm	theoretischer Erwartungswert der Steigung ausgehend vom Enddurchmesser
P_{kin_A1}	mm	theoretischer Erwartungswert der Steigung ausgehend von der Querschnittsfläche
P_{kin_d1A1}	mm	theoretischer Erwartungswert der Steigung ausgehend vom Enddurchmesser d_{1A1} an der definierten Stelle A_1
P_{kin}	mm	theoretischer Erwartungswert der Steigung P
Q_∞	MPa	Chaboche Koeffizient für isotrope Verfestigung
R	mm	Probenradius
R_1, R_2	mm	Matrizenöffnungsradius
R_e	N/mm^2	Streckgrenze
$R_{p0,2}$	N/mm^2	0,2 %-Dehngrenze
r_c	mm	Radius des Modularnockens
r_F	μm	Flankenradius
S_a	μm	Flächenrauheit
s	mm	Umformweg
s_d	mm	Streuung des Durchmessers
t	s	Zeit
v_f	mm	Vorschubgeschwindigkeit
X_{RZ}, X_{RZ}'	mm	radiale Werkzeugzustellung
Z_{KV}	mm	axiale Keilzustellung

Griechische Formelzeichen

α_Z	°	Neigungswinkel der Zylinderachse
α_G	°	Einstellwinkel zur Erzeugung der Wunschgeometrie des Polygons
α_K	°	Keilwinkel
α_M	°	Matrizenöffnungswinkel/Schulteröffnungswinkel beim Fließpressen
$\widehat{\alpha}_M$	°	Matrizenöffnungswinkel beim Fließpressen in Bogenmaß

α_T	°	Werkzeugwinkel
$\Delta\phi$	°	Änderung des Schlagfolgewinkels
$\Delta\phi_v$	%	Varianz der effektiven Dehnung
ΔF_r	mm	Änderung der Radialkraft
$\Delta M_1, \Delta M_2$	mm	radialer Versatz der Mittellinie
ε	mm	Exzentrizität
ε^{pl}	%	plastische Dehnung
$\bar{\varepsilon}_i^{pl}$	%	akkumulierte plastische Dehnung
η_F	%	Formänderungswirkungsgrad
μ	-	Reibung
σ	N/mm ²	Fließspannung
σ_0	N/mm ²	Startspannung für die Versetzungsbewegung
σ_i^c	N/mm ²	Spannung direkt nach einsetzen der plastischen Verformung im Druckbereich für einen beliebigen Zyklus i
σ_i^t	N/mm ²	Spannung kurz vor elastischer Entspannung für einen beliebigen Zyklus i
Φ	°	Kanalwinkel
φ_g	-	Umformgrad
ϕ_{Wst}	°	Werkstückdrehwinkel
ϕ_{Wzg}	°	Werkzeugdrehwinkel
ω_{KW}	min ⁻¹	Knetwellendrehzahl
ω_{Mot}	min ⁻¹	Motordrehzahl
ω_{Wst}	min ⁻¹	Werkstückdrehzahl
ω_{Wzg}	min ⁻¹	Werkzeugdrehzah

1 Einleitung

Rundkneten ist ein gut etabliertes Kaltumformverfahren zur Herstellung von Bauteilen mit engen Toleranzen im Bereich IT8 und besser und hohen Oberflächengüten z. B. $S_a = 0,25 \mu\text{m}$. Bei der Umformung oszillieren Werkzeuge radial um ein Werkstück, wobei die Umformung des Werkstückes durch die Kräfteinwirkung über den gesamten Werkstückquerschnitt erfolgt. Das Rundkneten gehört zu den ressourceneffizienten Umformverfahren und ist daher z. B. im Bereich der Automobilindustrie weit verbreitet. Das Verfahren zeichnet sich durch die Volumenkonstanz aus, womit zum Teil sehr lange Bauteile aus kurzen Rohlingen hergestellt werden können. Das Rundkneten bietet sogar ein Alleinstellungsmerkmal im Bereich der Hohlbauteilfertigung, für Bauteile, die so mit keinem anderen Verfahren herstellbar sind. Gegenüber kontinuierlichen Verfahren hat die inkrementelle Metallumformung einige Vorteile aufzuweisen, wie geringe Umformkräfte bei gleichzeitig hohem Umformgrad oder aber die erhöhte Festigkeit des Werkstückes. Das Verfahren zeichnet sich insbesondere dadurch aus, dass zum Erreichen der Endkontur des umgeformten Werkstückes lediglich eine minimale nachgelagerte Bearbeitung wie z. B. das Schleifen zu erfolgen hat oder diese im besten Fall weggelassen werden kann, was zu erheblichen Einsparungen führt.

Das Rundkneten verändert nicht nur die Geometrie und Oberfläche der umgeformten Werkstücke, sondern beeinflusst auch die Mikrostruktur und damit die mechanischen Eigenschaften von Werkstücken [Bös21, Mou20]. Beim Rundkneten geht die Kaltverformung in der Regel mit einer Kaltverfestigung einher, welche durch diverse Mechanismen bewirkt wird, wie Phasenumwandlungen [Mah10, Das09], Änderung von Versetzungsdichten [Wan17] und Einprägen von Eigenspannungen [Cha18]. Während der Werkstückumformung lösen diese Mechanismen die Transformation der Mikrostruktur und den Werkstofffluss aus, die beim Rundkneten im Gegensatz zu den geometrischen Merkmalen nur schwer nachzuvollziehen sind. Darüber hinaus müssen aufgrund der auftretenden Kaltverfestigung schwer umformbare Werkstoffe zwischen den Umformschritten wärmebehandelt werden [Bar12b]. Diese Behandlung trägt zu einem erheblichen Kostenanstieg für Geräte und Energieversorgung bei. Eine Möglichkeit, die Umformbarkeit der Werkstücke zu verbessern, ist eine gezielte Konditionierung der Halbzeuge für eine Weiterverarbeitung. Diese Konditionierung beinhaltet zudem die Anpassung der Umformeigenschaften des Werkstückes in Bezug auf: Geometrie (Durchmesser), Oberfläche (Rauheit und Schmieraschen) und Werkstoffeigenschaften (Duktilität). Im Rahmen dieser Arbeit wird der Fokus daher auf die Herstellung von Halbzeugen gelegt, die mit Hilfe des Rundknetprozesses für nachfolgende Umformprozesse vorbereitet werden sollen.

Die Entwicklung der Mikrostruktur und die Verbesserung der Werkstoffeigenschaften nach dem Umformen können z. B. beim Einbringen von hohen plastischen Scherverformungen (Scherdehnungen) in den Prozess realisiert werden, um schließlich die Kornfeinung zu erzielen [Val00]. Ein Vorteil dieses Verfahrens ist die Erzeugung von ultrafeinkörnigen Werkstoffen (UFG), die sich durch Eigenschaften wie z. B. hohe Festigkeit in Kombination mit ausreichender Duktilität auszeichnen [Hel08].

Die Annahme, die in dieser Arbeit geprüft werden soll, besteht darin, dass Werkstücke sich grundsätzlich mit Hilfe des Rundknetens bezüglich ihrer Eigenschaften im Initialzustand konditionieren lassen und dabei unter Einsatz unterschiedlicher Rundknetmethoden den so konditionierten Halbzeugen diverse Umformeigenschaften verliehen werden können, sodass bei nachgelagerten Umformschritten wie z. B. dem Fließpressen Bauteile je nach Bedarf gezielte mechanische Eigenschaften aufweisen.

Für die Analyse der plastischen Vergleichsdehnungen beim Rundkneten wird in dieser Arbeit auf die Simulation mittels FEM zurückgegriffen. Aus den Simulationsresultaten abgeleitetes Wissen kommt der Entwicklung von Rundknetmodifikationen zugute. Zur weiteren Rundknetprozessanpassung ist es ausschlaggebend, den Werkstofffluss zu charakterisieren und zu verstehen, um in der Lage zu sein, diesen gezielt steuern zu können. Eine anwendbare Methode zur Visualisierung des Werkstoffflusses „Gewindekneten“ ist in [Ish20b] beschrieben. Diese Methode wird in dieser Arbeit verwendet, um den Werkstofffluss unterschiedlich konditionierter Halbzeuge zu analysieren.

Für die Charakterisierung rundgekneteter Halbzeuge wurde ein Ersatzversuchsstand aufgebaut und hierfür als Prozess das Vorwärtsfließpressen gewählt, da die Umformbarkeit zuvor konditionierter Bauteile sich beim nachfolgenden Vorwärtsfließpressen direkt in der erforderlichen Umformkraft widerspiegelt. Die Größe von 1,0 mm wird für den Durchmesser einer fließgepressten Probe bei der Endgeometrie nicht überschritten. Gemäß der CIRP-Definition [Gei01] sind die Produkte in mindestens zwei Dimensionen kleiner als 1,0 mm als Mikrobauteile definiert. Als industrieller Prozess gewinnt die Mikroumformung immer mehr an Bedeutung, da die Forderung nach stetig mehr Funktionen in den heutigen Elektrogeräten oder Medizininstrumenten zunimmt.

Die Erforschung und Beschreibung des Rundknetens im Zusammenspiel mit dem Fließpressverfahren bilden einen Schwerpunkt dieser Arbeit. Die Technologie Mikrofließpressen selbst soll dabei jedoch nicht beleuchtet werden. Vielmehr soll diese zur Beurteilung und Qualifizierung des vorangestellten Rundknetprozesses dienen. Vor allem soll die Fragestellung untersucht werden, ob das Rundkneten effektiv die Ultrafeinkornbildung fördern kann, damit die Umformbarkeit beim nachfolgenden Fließpressen verbessert werden kann. Im Fokus dieser Arbeit steht ebenfalls die industrielle Anwendung, wobei konditionierte Halbzeuge ihren Beitrag dazu leisten können, Kosten zu senken bzw. die Qualität der Produkte zu steigern.

2 Stand des Wissens und Zielsetzung

In diesem Kapitel wird das Prinzip des Rundknetens erläutert. Anschließend wird kurz das Fließpressen beschrieben. Besonderes Augenmerk wird dabei auf das Mikrokaltumformen gelegt.

2.1 Rundkneten

Kaltumformprozesse, zu denen auch das Rundkneten gehört, zählen zu den ressourceneffizienten Produktionstechniken [Mar16]. Dabei handelt es sich um ein endkonturnahes Kaltmassivumformverfahren [Kuh09] für hauptsächlich rotationssymmetrische Bauteile, wie z. B. Lenkwellen, Bohreraufnahmen und Knochennägel [Kie03]. Durch die endkonturnahe Werkstückumformung ist die anschließende Weiterverarbeitung auf ein Minimum reduziert oder kann komplett vermieden werden, woraus wiederum eine erhebliche Materialersparnis resultiert. Beim Rundkneten wird die endgültige Form des Halbzeugs durch Werkstoffverdrängung erzeugt. Sein Debüt innerhalb der Großserienfertigung erlebte das Rundknetverfahren bei der Herstellung von Brillenbügeln und hat sich seitdem viele weitere Anwendungsgebiete erschlossen, z. B. in der Automobilindustrie, der Elektrotechnik und der Medizintechnik [Kie03].

Entsprechend DIN 8583 gehört das Rundkneten zum Druck-Umformen mit einer Unterteilung in Freiformen (Rundkneten) und Gesenkformen (Formrundkneten) [Awi12]. Bei diesem Verfahren üben zwei oder mehr konzentrisch angeordnete Werkzeugsegmente (Knetbacken) radialen Druck auf das Werkstück aus. Die Umformung erfolgt sequenziell in kleinen nacheinander folgenden Einzelschritten und führt zur Querschnittsverminderung bzw. Querschnittsänderung [Kuh13]. Inkrementelle Verfahren wie das Rundkneten besitzen Vorteile, da sie eine ununterbrochene Faserstruktur des Werkstoffes während der Bearbeitung ermöglichen. Die Änderung der Form wird über den gesamten Querschnitt genutzt. Halbzeuge wie Rohre, Stangen und Drähte können verarbeitet werden [Rau92].

Die Fertigung mit Rundknetmaschinen ermöglicht eine schnelle Herstellung großformatiger sowie kleiner Teile und teilweise komplexer Profile bei zylindrischen Produkten. Die komplexen Außen- und Innenprofile, die mit dieser Methode produziert werden können, umfassen runde, ovale, dreieckige [Klo06], quadratische und hexagonale Formen sowie Spiralprofile [Rau92].

Das Verfahren lässt sich in zwei wesentliche Prozessvarianten unterscheiden: Einstech- und Vorschubrundkneten. Beim Einstechrundkneten wird das Werkstück in der Umformzone des Knetkopfes positioniert und während der überlappenden Bewegung (Oszillation mit radialer Zustellung) der Umformwerkzeuge in Position gehalten. Beim Vorschubrundkneten wird das Werkstück dem Knetkopf kontinuierlich in axialer Richtung zugeführt und durch eine gleichbleibende oszillierende Werkzeugbewegung (Bild 2.1 (a)) über die gesamte Vorschublänge in der Umformzone der Formwerkzeuge umgeformt [Kuh08]. Neben den Außenläufermaschinen, bei denen die Knetwelle stillsteht und der Außenring rotiert, gibt es Innenläufermaschinen, bei

denen die Oszillation durch die Knetwellenrotation beim Abrollen der Zylinderrollen an den Grundbacken hervorgerufen wird, welche auf ihrer Oberfläche mit jeweils einem flachen Nocken versehen sind und somit radiale Bewegungen der Grundbacken forcieren. Dieser Umstand bewirkt, dass die Grundbacken mit einem Hub h_T radial nach innen geschoben werden und somit jeweils die gesamte Werkzeugsäule in Bewegung versetzt wird. Das axial zugeführte Werkstück wird bei jedem Nockenüberlauf reduziert, indem die Werkzeugbacken das Werkstück zum Umformen zwingen. Die Werkzeuge können sich bezüglich ihrer Geometrie in der Kontaktzone mit dem Werkstück unterscheiden. Neben konventionellen Werkzeugen mit einer gekrümmten Oberfläche innerhalb der Umformzone (Rundwerkzeug RW), können ebenfalls Werkzeugbacken mit einer ebenen Oberfläche in der Umformzone (Flachwerkzeug FW) zum Einsatz kommen [Ish20a].

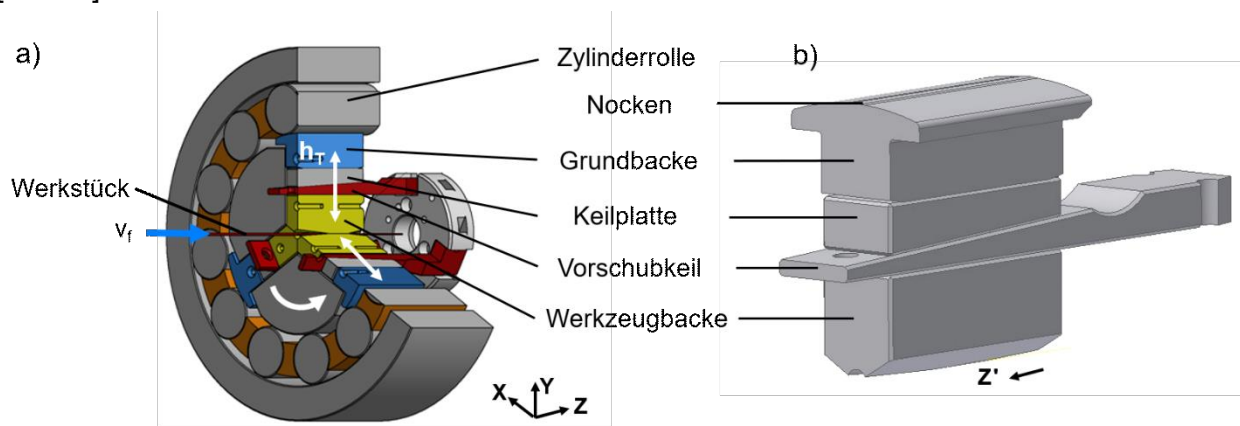


Bild 2.1: Rundkneten (Innenläufer): a) Knetkopf, Werkzeuge, Kinematik; b) Werkzeugsäule.

Die radiale Vorschubbewegung von Rundknetwerkzeugen kann auf unterschiedliche Weise realisiert werden. Vorschubkeile sind für diese Aufgabe sehr gut geeignet. Anders als bei den Zwischenplatten, die jeweils eine festgelegte Dicke aufweisen [Piw07], kann mit der axialen Positionierung der Keile die radiale Verschiebung der Werkzeuge stufenlos eingestellt werden. Im Bild 2.1 (b) wird die Geometrie eines Vorschubkeils veranschaulicht. Der Aufbau des Knetkopfes mit integrierten Keilen bietet gleichzeitig mehrere Vorteile gegenüber Zwischenplatten. Eine Variation der radialen Verschiebung kann damit sowohl vor als auch während der Bearbeitung erfolgen und das Vorhalten von zahlreichen Platten in unterschiedlichen Dicken entfällt. Unter den Vorteilen fällt jedoch die stufenlose Verstellung am meisten ins Gewicht, da damit gut tolerierte Enddurchmesser der Proben realisierbar sind. Änderungen des Durchmessers in Abhängigkeit von diversen Prozessparametern untersuchte Mouri experimentell in [Mou18b]. Er zeigte auf, dass bei Stahlproben mit niedriger Vorschubgeschwindigkeit von $v_f = 1 \text{ mm/s}$, durch eine Änderung der radialen Öffnung des jeweiligen Werkzeuges um $20 \text{ }\mu\text{m}$, eine Enddurchmesseränderung des Werkstückes von $33 \text{ }\mu\text{m}$ einhergeht. Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit stellen sich immer größere Änderungen des Enddurchmessers der umgeformten Werkstücke ein.

Die Vorschubgeschwindigkeit des Werkstückes v_f nimmt beim Rundkneten allgemein eine bedeutende Rolle ein und zeichnet sich als wichtiger Einflussfaktor auf die Geometrie des umgeformten Werkstückes aus. Der inkrementelle Vorschub oder Vorschub pro Schlag l_{st} kann aus dem mathematischen Zusammenhang für den inkrementellen Umformgrad [Kuh13] abgeleitet werden:

$$l_{st} = \frac{v_f}{f_{st}} \quad (2.1)$$

- v_f – Vorschubgeschwindigkeit des Werkstückes
- f_{st} – Schlagfrequenz (Hubzahl HZ)

Als Ursache für die Durchmesserzunahme bei steigendem Vorschub pro Schlag wurde eine sogenannte Überfütterung der Knetzone, und dem damit resultierenden Anstieg der Umformkraft während des Prozesses identifiziert (Bild 2.2 (a)) [Mou18b]. Bei der Überfütterung wird mehr Werkstoff zugeführt als der Knetkopf verarbeitet kann (radialer Werkstofffluss zwischen den Werkzeugen). Bei gleichgebliebener Schlagfrequenz und Initialdurchmesser $d_0 = 1$ mm aber höheren Geschwindigkeiten ab $l_{st} = 98 \mu\text{m}$ wächst daher nicht nur der Gesamtdurchmesser des Werkstückes, sondern auch der Enddurchmesser d_1 entlang der Probe, wie in Bild 2.2 (b) gezeigt ist.

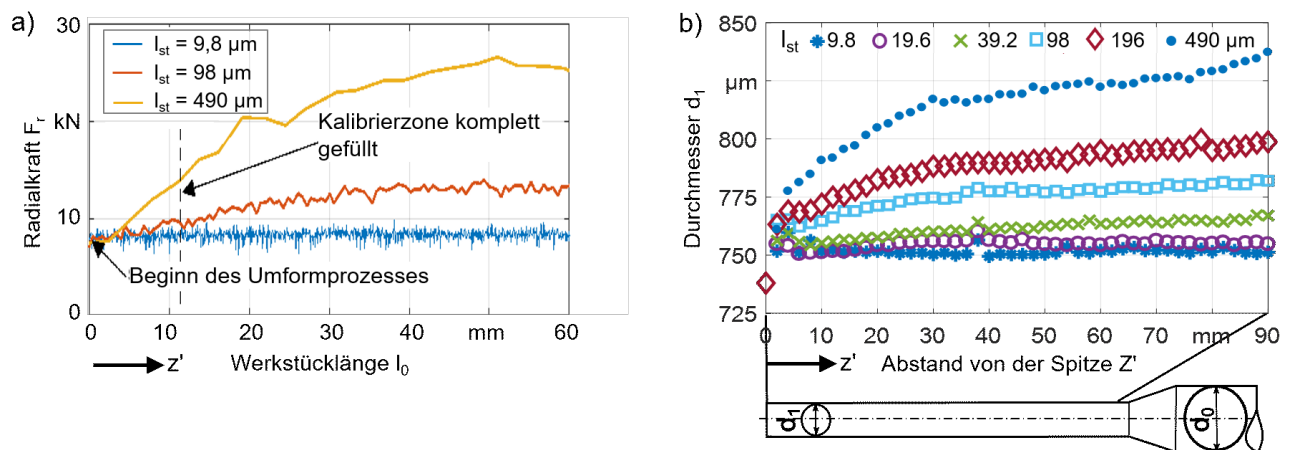


Bild 2.2: (a) Steigung der Hüllkurve der Umformkräfte mit zunehmendem Vorschub pro Schlag l_{st} , nach [Mou18b]; (b) Entwicklung des finalen Durchmessers d_1 entlang des Werkstückes, nach [Mou20].

Weitere wichtige Untersuchungen zur Formgenauigkeit, Prozesskinematik und Prozesskräften sind in [Uhl67] dargestellt. Uhlig zeigte, dass die Form des fertigen Werkstückes von der Werkzeugform und der Art des Drehvorschubes abhängt. Neben einer Abhängigkeit des Enddurchmessers vom Vorschub pro Schlag l_{st} stellte er ebenfalls fest, dass zum Erreichen eines konstanten Durchmessers ohne Schwankungen die Einstellung der radialen Zustellung der Werkzeuge so zu erfolgen hat, dass bereits im Leerlauf beim Zusammenschlagen dermaßen hohe Kräfte erzeugt werden, dass sie die bei der Umformung auftretenden Werkzeugkräfte übersteigen.

Bezogen auf das Rundkneten lässt sich die gesamte Formänderung bzw. der Umformgrad des umgeformten Werkstückes anhand der Gleichung 2.2 beschreiben:

$$\varphi_g = 2 \ln \frac{d_0}{d_1} \quad (2.2)$$

So wie die Geometrie, ändert sich beim Rundkneten auch das Gefüge und die mechanischen Eigenschaften des umgeformten Werkstückes. Als Beispiel beschreibt Rauschnabel in seiner Arbeit die Verbesserung der mechanischen Eigenschaften durch eine Kaltverfestigung [Rau92]. Selbst kostengünstige Werkstoffe mit geringerer Zugfestigkeit verfügen über eine ununterbrochene Faserstruktur mit einem minimalen Kerbwirkungsgrad, was zu einer höheren Werkstückfestigkeit führt. Aufgrund dieser Eigenschaft erweist sich das Rundkneten als ein sehr gutes Kaltumformverfahren für hitzebeständige und andere niedrigplastische Legierungen [Zai05]. In [Kuh13] wird die Erhöhung der Martenshärte auf mehr als 1000 N/mm² nach dem Mikrorundkneten von Edelstahl 1.4301 (X5CrNi18-10) aufgeführt. Mit einer Steigerung des gesamten Umformgrades φ_g sind eine weitere Zunahme der Martenshärte sowie eine inhomogenere Verteilung entlang des Querschnittes zu beobachten. Zunehmende Verformung führt ebenfalls zu einer Martensitgehaltzunahme [Kuh15]. Dabei spielt die chemische Zusammensetzung des Werkstoffes eine wesentliche Rolle [Leb00]. Die verformungsinduzierte Martensitumwandlung kann durch höhere Temperaturen behindert werden [Ang54]. Bei dem Kaltumformprozess wie das Rundkneten konnte allerdings die Menge des gebildeten Martensits mit steigenden Vorschubgeschwindigkeiten verringert werden. Eine Abhängigkeit des Martensitgehaltes vom Vorschub pro Schlag zeigte Mouri in [Mou14b]. In seinen Untersuchungen sanken die Härte und der Martensitanteil bei umgeformten Werkstücken mit zunehmendem Vorschub pro Schlag l_{st} bis die Sättigung erreicht wurde. Alle diese Effekte beeinflussen zudem die Korrosionseigenschaften [Bös18]. Dies legt die Möglichkeit nahe, die resultierenden elektrochemischen Eigenschaften durch das Rundkneten verändern zu können. Untersuchungen der elektrischen Eigenschaften rundgekneteter Al-Cu-Verbundwerkstoffe [Koc17] zeigten eine Verbesserung im Gegensatz zu Al-Stangenmaterial. Erklärt wurde diese Verbesserung u. a. durch eine Veränderung der Mikrostruktur beim Rundkneten.

Zahlreiche Untersuchungen zeigen den Einfluss des Rundknetens auf die Entwicklung der Mikrostruktur auf. Bei einer Reduktion von Stahlrohren (STKM11A) um 55 % konnte beispielsweise eine deutliche Kornfeinung mit langgestreckten Körnern in Längsrichtung der Probe beobachtet werden [Lim09]. Klare Änderung der Mikrostruktur durch das Mikrorundkneten zeigen auch Edelstahlproben mit einem gesamten Umformgrad von $\varphi_g = 1,6$ [Kuh08]. Diese Kornfeinung ist bereits im Übergangsbereich von nicht rundgekneteten zum umgeformten Werkstück oder im Schulterbereich zu erkennen. Der umgeformte Bereich kann in zwei Zonen aufgeteilt werden: in den Außen- und Kernbereich. Wegen höherer Umformung im Randbereich weist das Werkstück ein scheinbar feineres Gefüge auf, während eine spiralförmige Anordnung des mittleren Bereiches mit deutlich größeren Körnern versehen ist. Gan et al. bedachten, dass dieser Inhomogenitätseffekt der umgeformten Proben oder Änderung der Korngröße von dem

Randbereich aus zur Mitte ein typisches Phänomen des Rundknetens sei [Gan14]. Weitere Experimente mit bereits umgeformten Proben, insbesondere die nachfolgende Wärmebehandlung im Temperaturbereich von 1070 K bis 1270 K, führten allerdings zu einer Rekristallisation und sogar zu einer erhöhten Homogenität der Mikrostruktur [Lap15]. Ein typischer Effekt, der sich nach dem Kaltrundkneten einstellt, ist eine deutliche Steigerung der Festigkeit mit gleichzeitig abnehmender Duktilität der Probe. Beim Warmrundkneten wiederum konnten Ergebnisse gewonnen werden, welche eine deutliche Dehnungsentwicklung aufzeigen, ohne dabei an Zugspannung einzubüßen. Eine Beeinflussung der Mikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften durch thermische Prozesse zeigte Herrmann in seiner Arbeit [Her19]. Die Proben wurden zunächst bis zu einer Temperatur von 800 °C erwärmt und anschließend geknetet. Mittels dieser Methode wiesen ein- sowie zweistufig warmgeknetete Proben eine feinkörnige homogene Struktur auf.

Aufgrund der Volumenkonstanz führt die Reduzierung des Durchmessers zu einer Verlängerung des Werkstückes. Die inkrementelle Umformung bewirkt somit einen lokalen Werkstofffluss sowohl in radialer als auch in axialer Richtung. Axial fließt der Werkstoff allerdings nicht nur in Vorschubrichtung, sondern auch in die rückwärtige Richtung [Gha06]. Die tatsächliche Richtung des Werkstoffflusses ist nach einem konventionellen Knetprozess nur schwer zu analysieren. Mouri et al. zeigten den Werkstofffluss daher anhand eines FEM-Modells [Mou14a]. Eine Analyse offenbarte, dass der Geschwindigkeitsvektor der einzelnen Elemente nach dem ersten Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug in Vorschubrichtung sowohl positive als auch negative Werte aufwies. Die Lage der neutralen Zone, in der die Geschwindigkeit gleich Null ist, wandert mit der Werkzeugschließung während eines Schlages und ist von der Vorschubgeschwindigkeit, der Reibung sowie dem Werkstoff des umgeformten Werkstückes stark abhängig.

Liu et al. untersuchten den Werkstofffluss bei Rohren mit unterschiedlichen Wandstärken und konnten ermitteln, dass der radiale Werkstofffluss mit der Zunahme der Wanddicke ansteigt [Liu18]. Die axiale Dehnung wurde allerdings nur lokal über die radiale Position simuliert. Für das verwendete Verfahren war es notwendig, die Längendifferenz zwischen Anfangs- und Umformstufe der Rohre zu vermessen, um somit auf den gesamten axialen Werkstofffluss des Werkstückes schließen zu können. Diese Messungen können jedoch nicht die Entwicklung des axialen Werkstoffflusses während des Prozesses beschreiben. Eine weitere Untersuchung wurde daher mittels einer Kombination von Rundkneten und Querfließpressen durchgeführt, um durch eine partielle Erwärmung vor dem Umformprozess auf das lokale Werkstoffflussverhalten des Werkstückes (unerwünschte lokale Vergrößerung des Außendurchmessers) Einfluss nehmen zu können [Gro07]. Merklein et al. erläuterten, dass bei einem kombinierten Blech- und Massivumformprozess insbesondere der Werkstofffluss ein limitierender Faktor bezüglich der Geometrie und der Formfüllung ist [Mer11]. In der Tat spiegeln alle diese Untersuchungen den radialen Werkstofffluss wider und befassen sich nicht mit dem axialen Werkstofffluss.

2.2 Fließpressen von Mikrobauteilen

„Fließpressverfahren“ gehören nach DIN 8583 Teil 6 zu Fertigungsverfahren aus dem Bereich des Massivumformens [Hof12]. Das Kaltfließpressen wird dabei dem Warmumformen aufgrund der höheren Genauigkeit und der besseren Oberflächengüte vorgezogen [Die18]. Fließpressverfahren werden nach ihrer Stoffflussrichtung in Bezug auf die Wirkrichtung der Maschine (Werkzeughauptbewegung) in Vorwärts-, Rückwärts-, und Querfließpressen unterteilt. Die Werkstückgeometrie dient hier als Kriterium zur Klassifizierung zwischen Voll-, Hohl-, und Napf-Fließpressen [Gei88]. Bei einem Voll-Vorwärts-Fließpressen handelt es sich um eine Verminderung des Vollkörperquerschnittes [Kam08]. Wie schematisch in Bild 2.3 (a) gezeigt ist, wird das Werkstück durch eine Werkzeugöffnung mit einem hohen Druck vom Stempel ausgehend gepresst. Der Durchmesser des Werkstückes wird dabei reduziert und der Prozess wird beendet, sobald die gewünschte Zapfenlänge erreicht ist. Ein typischer Kraft-Weg-Verlauf eines Fließpressversuches wird schematisch im Bild 2.3 (b) präsentiert. Erkennbar ist ein starker Anstieg der Presskraft im Bereich zwischen Prozessanfang und Punkt 1 (elastische Verformungen im Werkzeug-Werkstück-System). Der darauffolgende Abschnitt bis zum Punkt 2 kann dem Füllen der Düse mit Werkstoff zugeordnet werden. Das Kraftmaximum an Punkt 2 bildet sich umso stärker aus, je kleiner der Matrizenöffnungswinkel α_M (siehe Bild 2.3 (a)) ausfällt. Der darauffolgende Kraftabfall ist mit einem Übergang von Haft- zu Gleitreibung an der Fließpressschulter erklärbar. Da der Reibkraftanteil an der Gesamtumformkraft im zylindrischen Matrizenenteil mit zunehmender Umformung abfällt, ist die Kraft bei Punkt 4 zum Vorgangsende hin kleiner als am Punkt 3.

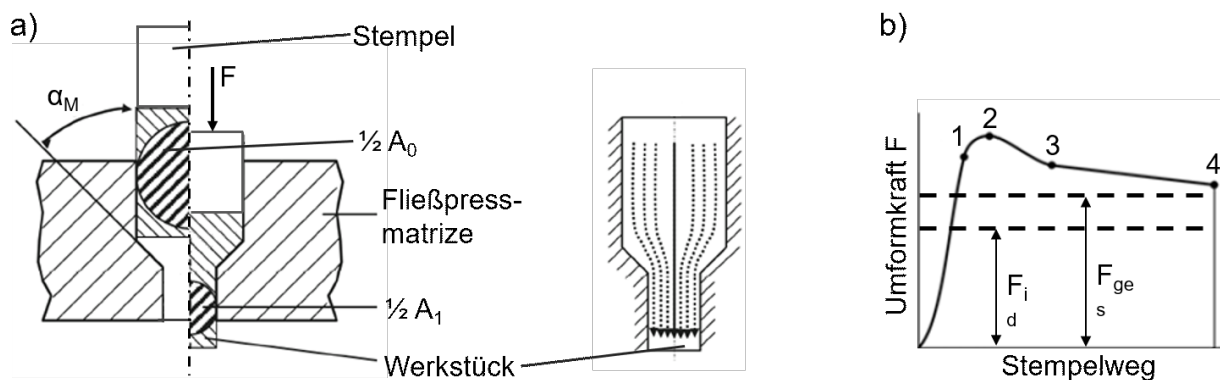


Bild 2.3: Vorwärts-Fließpressen: a) Werkstofffluss, nach [Piw13]; b) Kraft-Weg-Verlauf nach [Spu83].

Eine ideale Umformkraft des Vorwärtsfließpressens kann unter Zuhilfenahme der Gleichung 2.3 berechnet werden [Piw13]:

$$F_{id} = \frac{1}{\eta_F} * k_{fm} * \Delta\varphi_v * A_1 \quad (2.3)$$

Dabei gilt folgendes:

- η_F - Formänderungswirkungsgrad (Tabellenwert, abhängig von Werkstückform und Formänderungsgrad φ_g);
- k_{fm} - mittlere Fließspannung;
- $\Delta\varphi_v$ - Varianz der effektiven Dehnung;
- A_1 - Querschnittfläche nach dem Umformen.

Allerdings berücksichtigt Gleichung 2.3 nicht die Oberflächenqualität der Probe und somit die Wandreibungskraft zwischen der Matrize und der Probe. Durch Kammerer in [Kam08] definierte Einflussgrößen beim Fließpressen:

- Umformgrad φ_g
- Reibung in der Zylinderwand – abhängig von l_0/d_0
- Schulteröffnungswinkel - im allg. $2\alpha_M \leq 120^\circ$ - 150° – abhängig von φ_g
- Werkstückwerkstoff (k_r -Wert) – abhängig von φ_g

Die gesamte Umformkraft beim Fließpressen vereint in sich die ideale Umformkraft, die Reibungskraft und die Kräfte zur Überwindung innerer Verluste infolge Schiebung und Biegung [Spu83]. Somit kann eine Gesamtkraft beim Voll-Vorwärts-Fließpressen mit der Gleichung 2.4 berechnet werden. Dabei gilt, dass F_{ges} der Umformkraft in Punkt 1 Bild 2.3 entspricht, wenn $l_r = l_0$ angenommen wird.

$$F_{ges} = A_0 * k_{fm} * \varphi_{max} * \left(1 + \frac{2 * \mu}{\sin 2\alpha_M} + \frac{2}{3} * \frac{\hat{\alpha}_M}{\varphi_g} \right) + \pi * d_0 * \mu * k_{f0} * l_r \quad (2.4)$$

In [Sch08] werden einige Voraussetzungen in Bezug auf die zu verwendenden metallischen Werkstoffe eingeführt, da sich nicht alle Metalle gleich gut für das Kaltfließpressen eignen. Hierzu zählen eine geringe Fließspannung zu Beginn der Umformung und eine geringe Neigung des Werkstoffes zur Verfestigung. Ein hoher Grad an Umformvermögen wirkt sich ebenso positiv aus. Neben den für das Fließpressen bevorzugten Bau-, Einsatz- und Vergütungsstählen sind nichtrostende Stähle gut anwendbar. Je nach Gehalt an Legierungselementen, lassen sich diese in ferritische, martensitische und austenitische Stähle unterscheiden. Im weichgeglühten Initialzustand verhalten sich ferritische und martensitische Stähle bezüglich der Kaltverfestigung wie normale Kohlenstoffstähle. Austenitische Stähle wiederum, wie beispielsweise X5CrNi189 (1.4301), sind im Vergleich zu den ferritischen Stählen besser kalt umformbar, verfestigen sich jedoch stark. Infolge der stärkeren Verfestigung steigt der Energiebedarf für die Kaltumformung bei austenitischen Stählen im Vergleich zu den ferritischen. Parallel zur Kaltverfestigung bei austenitischen Stählen tritt eine zusätzliche festigkeitssteigernde Wirkung ein: Es findet ein Umklappen von einem austenitischen (kfz-)Gefüge hin zu einem martensitischen (krz-)Gefüge statt. Die Zunahme des härteren Martensits führt so zu einem hohen Festigkeitsanstieg. Durch den Nickelgehalt kann bei Stählen auf die Verfestigung Einfluss genommen werden. Mit steigendem Nickelgehalt fällt die Neigung zur Kaltverfestigung des jeweiligen Stahls geringer aus [Sch08].

Zu den Merkmalen des Fließpressens zählen die Verbesserung der Werkstoffeigenschaften durch Kaltverfestigung und der ungestörte Faserverlauf [Lan08]. Fließgepresste Teile decken aufgrund einer hohen Präzision und guter Reproduzierbarkeit ein sehr großes Anwendungsgebiet ab – insbesondere durch einen stetigen Anstieg des Bedarfes nicht nur innerhalb der Makrowelt, sondern auch im Bereich von Mikrobauteilen, da immer mehr Produkte zunehmend dem Miniaturisierungstrend folgen. Ein typisches industrielles Beispiel für kleine fließgepresste Teile, welche mehrstufige Umformprozesse erfordern, sind Mikroschrauben, siehe dazu Bild 2.4 (a) oder komplexere Werkstücke wie die in Bild 2.4 (b) dargestellten „Miniaturstecker (Cu-Steckkontakt)“. Ein solches Bauteil wurde als Anwendungsbeispiel für die Kombination von Voll-Vorwärts-/Napf-Rückwärts-Fließpressen aus Kupfer hergestellt.

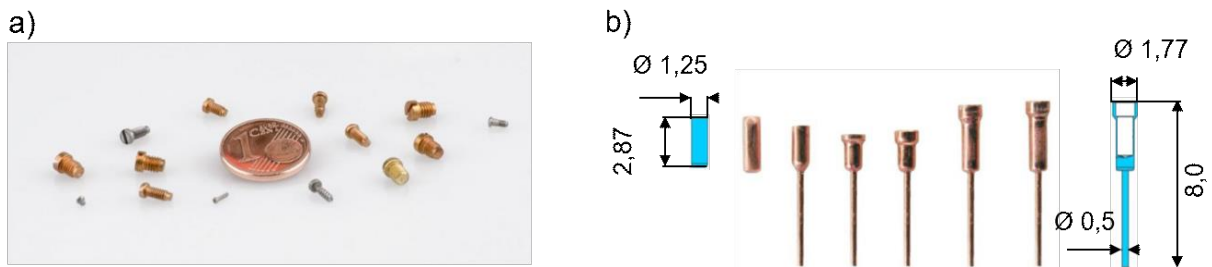


Bild 2.4: Anwendungsbeispiele für das Mikrofließpressen: a) Mikroschrauben [Waf20]; b) „Miniaturstecker“ (Quelle: Wafios GmbH).

Es ist nachgewiesen worden, dass sich bei der Verkleinerung von metallischen Bauteilen das Verhältnis von Oberfläche zu Volumen verschiebt [Bru06]. Dies geht mit einigen physikalisch-technischen Phänomenen einher, die unter der Bezeichnung „Größeneffekte“ bekannt sind, d. h. flächenabhängige Effekte/Kräfte wie Adhäsion, Reibung oder Oberflächenspannung überwiegen in diesem Fall gegenüber den volumenabhängigen wie etwa die Trägheit [Sch10]. Daraus resultiert, dass das Verhältnis zwischen allen relevanten Parametern nicht gleichbleiben kann. Vollertsen definiert in [Vol13] drei Hauptkategorien von vorherrschenden Größeneffekten: Dichte, Form und Struktur. Er führt ein Beispiel mit einer Dichteänderung an einer Probe an. Statt der Miniaturisierung der Probe bei gleichbleibenden Korngrößen, werden zwei geometrisch gleiche Proben mit unterschiedlichen Korngrößen von $32\ \mu\text{m}$ und $211\ \mu\text{m}$ herangezogen [Kri07]. Das Fließpressen solcher Mikroproben ($d_0 = 0,76\ \text{mm}$) führte allerdings zu einer Verkrümmung bei den größeren Körnern. In den letzten Jahren wurden zahlreiche Untersuchungen bezüglich der Abhängigkeit der Form von der Korngröße nach einer Umformung durchgeführt. Geiger et al. [Gei01] beschreiben Ergebnisse einer FE-Simulation von Voll-Vorwärts-/Napf-Rückwärts-fließgepressten Proben mit unterschiedlichen Durchmessern. Das definierte Ziel des Experimentes stellte die Untersuchung des Verhältnisses zwischen der Länge des Napfes und des Zapfens dar. Insbesondere bei Mikroproben ($d_0 = 0,5\ \text{mm}$) konnte ein größerer Unterschied zwischen feinkörnigen und grobkörnigen Gefügen beobachtet werden, wobei die längsten Zapfen bei dünneren Proben mit feinkörnigen Gefügen zu erreichen waren.

Beim Vergleich mikrofließgepresster Proben mit einer Korngröße von 300 μm und 0,6 μm stellte Rosochowski in seiner Arbeit [Ros07] fest, dass die Werkstoffe mit feinkörnigen Gefügen härter und weniger duktil sind als mit den grobkörnigen, da hierfür mehr Kraft benötigt wird. Es ist jedoch anzumerken, dass der Mikrohärteverlauf gleichmäßiger ist. Den Einfluss der Korngröße auf die Umformbarkeit von Kupferproben untersuchte und diskutierte Chan in seiner Arbeit [Cha11]. Er verglich unterschiedliche Methoden des Mikrofließpressens und stellte fest, dass nicht nur der Kraftbedarf bei der Probe mit einem feineren Gefüge höher ausfällt; sondern auch, dass dieser Unterschied für das Vorwärts-Fließpressen signifikanter ausfällt als für das Rückwärts-Fließpressen. Chan zeigte auf, dass die Genauigkeit der umgeformten Probe mit steigender Korngröße absinkt. Er erklärte dieses Phänomen durch eine große inhomogene Verformung des einzelnen Grobkornes, bewirkt durch anisotropes Verhalten der Korneigenschaften, was wiederum einen großen Einfluss auf die Umformeigenschaften ausübt und eine inhomogene Verformung zur Folge hat. Kleinkörner spielen im Gegensatz dazu nur eine unwesentliche Rolle bei einer gleichmäßig dimensionierten Probe über den gesamten Verformungsprozess hinweg. Des Weiteren wurde in der aufgeführten Arbeit der Aspekt der Reibung zwischen der Probe und dem Werkzeug bei der Miniaturisierung erweitert. Basierend auf der Arbeit von Engel [Eng02] wurden Ursachen für Höhenunterschiede bei Näpfen in Bezug auf das Voll-Vorwärts-/Napf-Rückwärts-Fließpressen untersucht. Das Höhenverhältnis zwischen dem oberen und dem unteren Napf fiel bei einem grobkörnigen Gefüge größer aus als beim Feingefüge. Engel beschrieb einen ähnlichen Effekt bei seinen Experimenten anhand der von Meßner in [Meß98] beschriebenen Theorie, mit der Erklärung des Reibungsverhaltens durch das Modell der offenen und geschlossenen Schmiertaschen [Sob96], die er als dynamische und statische Schmiertaschen bezeichnete. Nach diesem Modell reduzieren geschlossene Schmiertaschen die Reibung zwischen Probe und Werkzeug im Gegensatz zu offenen Schmiertaschen, deren Anteil bei einer Skalierung hin zu einer kleineren Probe steigt und so in höheren Reibwerten resultiert. In seiner Arbeit zeigte Meßner ebenfalls, dass abnehmende Werkstückgrößen den Umformprozess stark beeinflussen und zu einem Anstieg der Stempelkräfte führen [Meß98].

2.3 Mikrostruktur

Technische Metalle bestehen aus einer Vielzahl von einzelnen Kristallen (auch Körnern genannt), die im Verband als Gefüge bezeichnet werden. Kapitel 2.2 zeigt die Relevanz der Mikrostruktur des umzuformenden Werkstückes. Die Formgenauigkeit wird durch die Korngröße und die Anisotropie des umgeformten Werkstoffes beeinflusst [Eng02]. Weiterhin übt die Korngröße einen wesentlichen Einfluss auf das Korrosionsverhalten aus, da eine geringere Korngröße zu einer besseren Korrosionsbeständigkeit führt [Bös18]. Ebenso zeigen z. B. nanostrukturierte Werkstoffe eine verbesserte Strahlungsbeständigkeit aufgrund ihres großen Verhältnisses von freier Oberfläche zu Volumen beim Korn auf [Wur09], womit solche Werkstoffe vielversprechend für nukleare Anwendungen oder aber für die Luft- und Raumfahrtindustrie werden. Feinkörnige Werkstoffe sind heutzutage sehr gefragt. Formelle Marktanalysen, beschrieben von Lowe und

Zhu [Low03], zeigen einen guten Überblick über die Zunahme der Anwendungen von feinkörnigen- und Nanowerkstoffen in Transport, Elektronik oder Medizintechnik (Implantate aus Titanlegierungen), wobei die eingesetzten Metalle eine erhebliche mechanische Festigkeit aufzuweisen haben, um die Haltbarkeit der hergestellten Medizinprodukte unter ständigen zyklischen Belastungen zu erhöhen. Gleichzeitig wird jedoch erwartet, dass diese Werkstoffe leicht zu verarbeiten sind [Val08].

Grundlegend nimmt die durchschnittliche Korngröße eine vorherrschende Rolle bei den physikalischen und insbesondere mechanischen Eigenschaften von polykristallinen Metallen ein. Deutlich auszumachen ist dieser Zusammenhang am Beispiel des Festigkeitsverhaltens. Anhand der Hall-Petch-Beziehung ist daher mit zunehmender Korngröße bei Metallen mit einer Abnahme der Fließspannung zu rechnen [Hal51, Pet53].

$$R_e = \sigma_0 + \frac{K}{\sqrt{d_k}} \quad (2.5)$$

Der mathematische Zusammenhang beschreibt die Streckgrenze des Werkstoffes R_e , d_k – den mittleren Korndurchmesser, σ_0 - Startspannung für die Versetzungsbewegung und der Koeffizient K den Korngrenzwiderstand.

Allerdings verfügen in der Regel feinkörnigere Werkstoffe über bessere Eigenschaften als grobkörnigere, da diese eine im Verhältnis zum Volumen vergrößerte Korngrenzfläche aufweisen [Bar12a]. Bei einigen Systemen, die Korngrößen unterhalb eines bestimmten Wertes vorweisen (i. d. R. 10 nm), nimmt der Koeffizient K einen kleineren oder sogar negativen Wert an, was in der Literatur als inverser Hall-Petch-Effekt bezeichnet wird [Car06]. Eine schematische Darstellung des traditionellen Verhaltens von Werkstoffen oberhalb von 100 nm bezogen auf die Korngröße präsentierte Kumar in einem Diagramm [Kum03], siehe Bild 2.5, wobei eine Verfestigung mit Kornfeinung auf Grundlage der Hall-Petch-Beziehung erfolgt, und die Schwächung des Werkstoffes bei einer geringfügigen Abnahme der Korngröße insbesondere im Bereich unterhalb von 10 nm stattfindet.

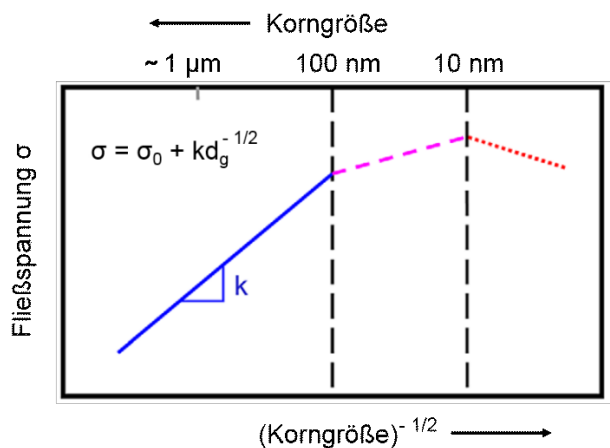


Bild 2.5: Abhängigkeit der Fließspannung von der Korngröße, nach [Kum03].

Durch Kaltverfestigung geht die Umformung komplexer Werkstücke in der Regel mit mehrstufigen Umformprozessen und zwischengeschalteten Wärmebehandlungen einher [Bar12b]. Bei einem Kaltumformprozess sind metallische Werkstoffe umso empfindlicher, je mehr spröde Anteile das Gefüge aufweist. Diesem Umstand geschuldet, findet daher überwiegend eine vorherige Warmformgebung statt, bevor kalt umgeformt wird. Dabei wird das allgemein wenig fließfähige Gussgefüge aufgelöst und dessen spröde Bestandteile für das anschließende Kaltumformen optimal verteilt. Die Fähigkeit des Werkstoffes verformt zu werden, nimmt in der Regel mit einem steigenden Umformgrad ab. Wenn daher für weitere Umformschritte das Vermögen zur Umformbarkeit an sein Limit gestoßen ist, lässt sich die Dehnbarkeit wiederherstellen, indem der Werkstoff einem Rekristallisationsvorgang unterzogen wird. Dabei werden die hohe Versetzungsdichte als auch die Anisotropie im Gefüge weitestgehend wieder abgebaut [Oec14]. Eine der Möglichkeiten, die Umformeigenschaften zu verbessern, ist die Anwendung von ultrafeinkörnigen Gefügen (UFG). Rosochowski beschreibt die Nutzung von UFG-Werkstoffen sogar als die „natürliche Wahl“ beim Mikrofließpressen aus Gründen eines gleichmäßigeren Werkstoffflusses und besserer Formfähigkeiten [Ros07]. UFG-Werkstoffe werden von Valiev in [Val06] als Polykristalle mit kleinen Korngrößen zwischen 100 nm und 1000 nm definiert. Laut der Hall-Petch-Beziehung und entsprechender zahlreicher Experimente zeigen UFG-Werkstoffe eine hohe Festigkeit mit gleichzeitig erheblicher Duktilität [Val02] gegenüber dem grobkörnigen Initialzustand metallischer Werkstoffe, die durch eine Kaltbearbeitung extrem an Dehnungsreserve verlieren [Kuh15]. Beim Umformen mit einer Temperatur oberhalb von 300 °C weisen feinkörnige Werkstoffe wie z. B. Al1420 das Phänomen der Superplastizität auf [Val00]. Eine Transformation der Mikrostruktur und die Verbesserung der Werkstoffeigenschaften nach einer Umformung können mit verschiedenen Methoden erreicht werden. Ishikawa betont, dass für die Entwicklung von Mikrostrukturen in Werkstoffen mehrere Mechanismen verantwortlich sind [Ish12]. Starke Umformungen führen dabei zu einer bevorzugten Ausrichtung des Werkstoffgefüges, oder sogenannter Textur. Die Tendenz, sich in die Richtung der maximalen Dehnung bevorzugt zu orientieren, zeigen bestimmte kristallographische Ebenen. Eine starke Abhängigkeit besteht dabei von den zur Verfügung stehenden Gleit- und Zwillingsystemen. Daher ergibt sich die Vorzugsrichtung induziert aus der plastischen Verformung. Einige Methoden, welche zu einer Erzeugung vorteilhafter UFG-Werkstoffe führen, basieren auf Severe Plastic Deformation (SPD) [Val01]. Bei dem Verfahren werden sehr hohe akkumulierte plastische Dehnungen bei Raum- oder erhöhten Temperaturen durch Massivumformprozesse in das Werkstück eingebracht [Son06].

Neben High Pressure Torsion (HPT), Accumulative Roll-Bonding (ARB) und Surface Severe Plastic Deformation (S²PD) [Kau13], gehört Equal Channel Angular Pressing (ECAP) bzw. Equal Channel Angular Extrusion (ECAE) zu den weit verbreiteten SPD-Verfahren und wurde erstmals von Segal vorgestellt [Seg77]. Segal beschreibt Equal Channel Angular Extrusion (ECAE) als eine intensive, gleichmäßige und orientierte Scherung in Block-Rohlinge [Seg95]. Er postuliert die Methode als vielversprechend zur Materialsynthese und -verarbeitung. Eine detaillierte Erklärung des Verfahrens ist in [Seg99] zu finden. Bei der Werkstoffbearbeitung mittels ECAE wird die intensive, einheitliche und orientierte Scherung mit geringer Reibung, relativ geringem

Druck und einem Werkzeugkanalwinkel nahe 90° erreicht. Dabei werden Scherintensität und Ausrichtung der Scherebenen nur geringfügig beeinflusst.

Iwahashi et al. [Iwa98] zeigten eine Verfeinerung von Reinaluminium von einer Anfangskorngröße von ca. 1 mm zu $0,5 \mu\text{m}$ anhand des ECAP-Prozesses mit einem Winkelkanal von 90° . Saray et al. [Sar13] beschreiben eine Verbesserung der Oberflächenqualität von umgeformten Proben durch Kornfeinerung über ECAE. Darüber hinaus zeigte eine Verfahrenskombination von ECA Warm- mit anschließendem Kaltfließpressen von CP-Ti eine Möglichkeit zur Erzeugung von UFG-Werkstoffen mit verbesserten Eigenschaften hinsichtlich der Duktilität ohne eine signifikante Abnahme der Festigkeit [Sto01]. Weitere Untersuchungen zeigten auch, dass eine Nachglühbehandlung die Duktilität der UFG-Stähle auf Kosten einer geringen Abnahme der Festigkeit verbessern konnte [Fan13], jedoch in einigen Fällen auch zu einem Kornwachstum führen kann [Yan06].

Ein neuer SPD-Prozess wurde von Bruder et al. [Bru19] als Equal Channel Angular Swaging (ECAS) definiert und von Görtan in seiner Arbeit [Gör14] erweitert, siehe Bild 2.6. ECAS ermöglicht die kontinuierliche Herstellung von UFG-Gefügen mit einer durchschnittlichen Korngröße von $1 \mu\text{m}$ durch Scherverformung beim Rundkneten mit reduzierten Prozesskräften. Die Verformung an den Proben folgte überwiegend einem einfachen Schermuster durch das Rundkneten mittels speziell entwickelter Umformwerkzeuge samt Auslegung von mehreren Kanalwinkeln von 150° .

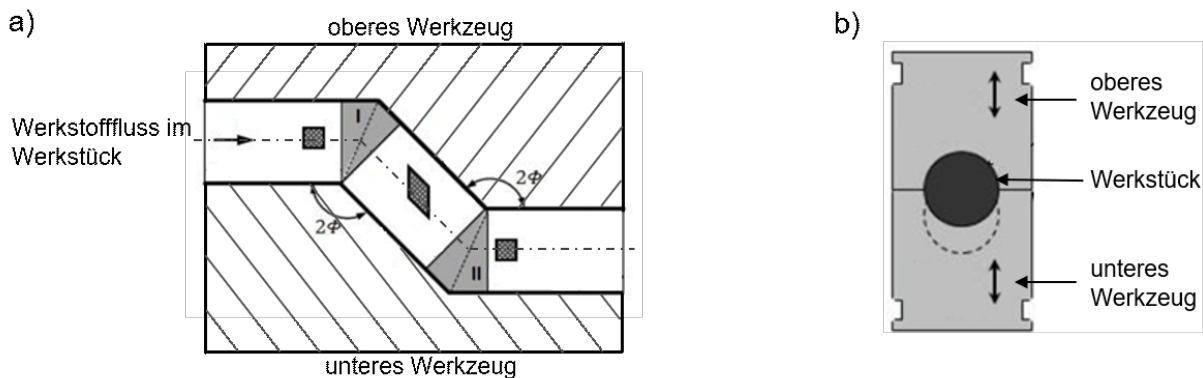


Bild 2.6: Schematische Darstellung a) der geometrischen Parameter des Werkzeugsystems und b) der Werkzeuganordnung des ECAS-Prozesses, nach [Gör14].

Andere Untersuchungen zeigten eine starke Änderung der Mikrostruktur durch Rundkneten und eine Möglichkeit die Gefügeentwicklung zu beeinflussen und zwar nicht nur bei Raumtemperatur, sondern auch bei vorheriger Erwärmung der Proben auf 250°C [Abd13, Kun19]. Diese Prozesse konzentrieren sich allerdings auf die Makrowelt im Gegensatz zum Mikrobereich.

2.4 Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Realisierung und Erforschung konditionierter Halbzeuge im Rundknetverfahren für anschließende Umformschritte, wie z. B. das Fließpressen. Es wird angestrebt neue Methoden zu entwickeln und diese auf ihre Tauglichkeit zur Werkstoffbeeinflussung zu untersuchen. Die Werkstoffeigenschaften sollen dermaßen beeinflusst werden, dass rundgeknetete Werkstücke als Halbzeuge für die nachfolgenden Umformprozesse dienen können und um zu zeigen, dass konditionierte Halbzeuge sich in ihren Eigenschaften wie Topologie und Werkstoffmechanik voneinander unterscheiden und somit je nach Anwendungsfall eingesetzt werden können.

Bisher wurde das Rundkneten entweder als Endprozess oder aber mit nur minimaler Nachbearbeitung der Bauteile verwendet. Als Halbzeugvorbereitung kann bei diesem Verfahren z. B. die Konditionierung von Rohren für einen späteren Ziehprozess realisiert werden, oder die Halbzeuge werden durch das Rundkneten als Teil der Fertigung bearbeitet. Allerdings sind keine weiteren Arbeiten auf dem Gebiet der Verwendung des Rundknetens als Produktion von Halbzeugen für die nachfolgende Fertigung ganzer Bauteile bekannt. Als nachfolgender Umformprozess zum Rundkneten ist das Vorwärtsfließpressen gut geeignet, da dadurch eine Charakterisierung von konditionierten Halbzeugen erfolgen kann, indem die Umformbarkeit sich anhand der Umformkraft beurteilen lässt. Die Herausforderung bei Prozessketten ist es jedoch diese aufeinander abzustimmen, damit sie zueinander kompatibel sind. Für die Prozesskette „Rundkneten – Vorwärtsfließpressen“ ist es daher ausschlaggebend, dass sich der Enddurchmesser d_1 nach dem ersten Schritt (Rundkneten) in einem engen Toleranzbereich befindet.

Eine besonders positive Eigenschaft einer Rundknetanlage mit verstellbaren Keilen ist die Tatsache, dass die Rundknetwerkzeuge sich radial verschieben lassen, um zum gewünschten Zieldurchmesser zu gelangen. Aus dem aktuellen Wissensstand lässt sich die Fragestellung herleiten, ob mit Hilfe der radialen Werkzeugverschiebung, das Erreichen eines konstanten Durchmessers trotzdem möglich wäre, auch dann, wenn die Werkzeuge im Leerlauf nicht zusammenschlagen würden und somit die geforderten Kräfte nicht aufbauen könnten, die entsprechend dem Stand der Technik nötig wären um die auftretenden Werkzeugkräfte bei einer Umformung zu übersteigen. Im Rahmen dieser Untersuchung soll daher überprüft werden, ob sich der vorgegebene Enddurchmesser d_1 auf der gesamten Länge des Halbzeuges und bei allen gewählten Prozessmodifikationen in einem festgelegten Toleranzbereich bewegt. Zu diesem Zweck soll die Position der verstellbaren Keile geändert und der Enddurchmesser des Werkstückes entlang der gesamten Länge gemessen werden.

Es sind Modifikationen zu finden, mit Hilfe derer die Geometrie und die mechanischen Eigenschaften der konditionierten Halbzeuge positiv beeinflusst werden können, um damit weitere Umformschritte, wie z. B. das Fließpressen im Mikrobereich für schwer umformbare Werkstoffe zu begünstigen. Es soll dazu ein Versuchsstand aufgebaut werden, der es erlaubt, die Fließpresskraft aufzunehmen, um auf diese Weise zwischen den Konditionierungsmethoden vergleichen zu können. Es soll ferner die Fragestellung geklärt werden, ob das Fließpressen mit

zuvor konditionierten Werkstücken aus Edelstahl 1.4301 realisierbar ist und in welchem Rahmen eine Änderung der Gefügestruktur durch die zu entwickelten Modifikationen (Prozesstechnologie und Werkzeugentwicklung) möglich erscheint. Die Rolle der Korngröße des Werkstückes ist beim Mikrofließpressen sehr gewichtig und soll daher genauer betrachtet werden. Die Herstellung von ultrafeinkörnigen Werkstoffen durch ein vom Rundkneten abgeleitetes Verfahren ist bekannt, wurde allerdings bis zum jetzigen Zeitpunkt lediglich im Makrobereich untersucht und nicht zur Herstellung von Halbzeugen für anschließende Umformschritte eingesetzt. Hierbei ist von besonderem Interesse, ob durch das Rundkneten bedingt ein Effekt der Ultrafeinkornbildung erreicht werden kann, um die Umformbarkeit beim anschließenden Fließpressen zu erhöhen.

Zum Erreichen dieses Zieles soll ein Simulationsmodell aufgestellt werden, damit aus den simulativ gewonnenen Ergebnissen Wissen abgeleitet werden kann, welches bei der Entwicklung von Rundknetmodifikationen einfließen kann. Dieses Modell, das experimentell zu validieren ist, soll den Nachweis erbringen, dass durch gezielte Modifikationen der Werkzeuggeometrie und der Prozesskinematik die für die Kornfeinung erforderlichen Scherdehnungen in den Prozess eingebracht werden können. Dabei soll überprüft werden, ob auch beim Vorschubrundkneten durch eine weitere Anpassung der Prozessgestaltung und dem Einbringen von Scherebenen ein komplexer Werkstofffluss erzielt werden kann. Einen Teil der Antworten soll anhand der Analyseverfahren wie Werkstoffcharakterisierung als auch Zugversuchen und Gefügeuntersuchungen erbracht werden.

Vor dem Hintergrund das Verhalten des Werkstoffflusses beim Rundkneten besser verstehen zu können, erscheint die Möglichkeit seiner Visualisierung als ein hervorragendes Mittel, allerdings kann aktuell auf keine geeignete Methode zurückgegriffen werden. Aus diesem Umstand besteht die Notwendigkeit eine Methode zu entwickeln, die es erlaubt den Prozess zu beobachten oder zumindest ausgehend vom Ergebnis mit Hilfe einer geeigneten Analyse Rückschlüsse ziehen zu können. Als erfolgversprechendste Angriffspunkte bieten sich hierfür das Werkzeugdesign und die Prozesskinematik an.

Abschließend sollen zudem die unterschiedlich konditionierten Halbzeuge einem industriellen Test unterzogen werden, um die eingesetzten Konditionierungsmethoden nach ihrer Einsatzfähigkeit beurteilen zu können und ein Verständnis dafür zu entwickeln inwiefern die neuen Methoden und Ansätze dafür geeignet sind unter industriellen Bedingungen und realen Industrieprozessen Schrauben herzustellen. Ferner sollen auch die unterschiedlichen Formeigenschaften der Produkte untersucht werden, wobei zwischen Bauteilen aus gängigen und konditionierten Werkstoffen ein Vergleich gezogen werden soll.

3 Methoden

In diesem Kapitel wird einleitend die Produktion von Mikrobautteilen durch eine Verfahrenskombination von „Rundkneten/Fließpressen“ vorgestellt. Neben der Beschreibung des Versuchsaufbaus für den Rundknetprozess, werden anschließend die unterschiedlichen Modifikationen der Prozesskinematik und Werkzeuggeometrie diskutiert, die aus Ergebnissen der FEM-Simulation abgeleitet sind. Ein weiterer Bestandteil dieses Kapitels ist die Vorstellung einer neuen Methode zur Visualisierung des Werkstoffflusses. Anhand des Fließpressens sollen konditionierte Halbzeuge mittels Fließpressmatrizen charakterisiert werden. Daneben werden Messaufbauten beschrieben, mit denen die erforderlichen Messungen durchgeführt werden können. Die Darstellung des Versuchsprogrammes schließt das Kapitel ab.

3.1 Rundkneten

Die Konditionierung der Bauteile wurde auf der Kneteinheit der Firma Felss Typ HE 3/E-D mit Vorschub- und Einstecheinrichtungen realisiert. Der Knetkopf ist für eine Bearbeitung von Werkstücken mit Außendurchmessern im Bereich von 0,4 mm bis 4 mm für Rohre und 0,4 mm bis 2 mm für Massivmaterial einsetzbar. Konstruktive Ergänzungen der Versuchsanlage, wie Vorschubeinheit (VE), Keillagereinheit (KLE) und Rotationseinheit (RE) des Werkstückes (Bild 3.1), erlauben beim Rundkneten eine gleichzeitige Erfüllung mehrerer Funktionen: Vorschub, Rotation und DurchmesserEinstellung des Werkstückes.

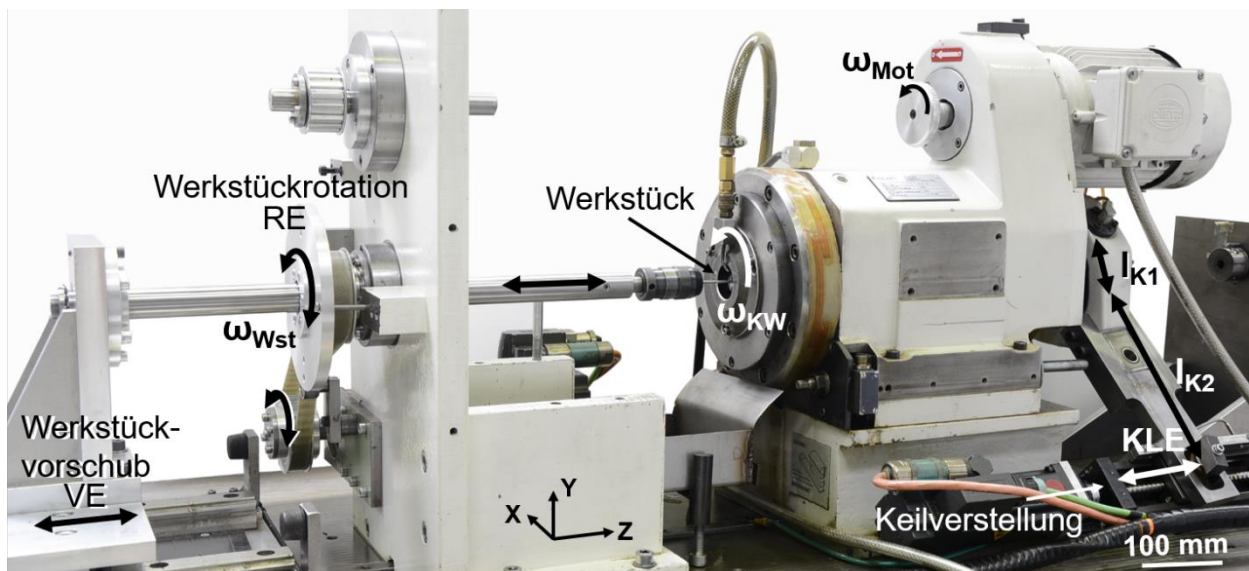


Bild 3.1: Aufbau der Versuchsanlage.

Die Kneteinheit selbst gehört zu einem Typ des Innenläufers, bei dem die rotierende Knetwelle die Rotation der Werkzeuge bewirkt. Die maximale Motordrehzahl beträgt dabei 2840 min^{-1} . Bei der für alle Experimente festgelegten Motordrehzahl von $\omega_{\text{Mot}} = 2800 \text{ min}^{-1}$ und einem

Übersetzungsverhältnis von 3,29 weist die Drehzahl der Knetwelle einen Wert von $\omega_{KW} = 851,06 \text{ min}^{-1}$ auf. Durch die Anzahl an Zylinderrollen ($n_{ZR} = 12$) resultiert somit eine Schlagfrequenz (Hubzahl) von $\text{HZ} = 102,4 \text{ Hz}$. Alle beweglichen Komponenten innerhalb des Knetkopfes werden durch einen Kühlschmierstoff geschmiert, wobei sich eine weitere Ölzufuhr direkt vor dem Knetkopf (Deckelplatte) befindet und für die Schmierung des Werkstückes sorgt. Das Rundkneten aller Werkstücke erfolgte unter Zufuhr einer Schmierung mit Condocut KNR 22. Radialkräfte im Knetkopf können durch elastische Verformungen des Außenringes erfasst werden. Über den gesamten Umfang des Außenringes (siehe dazu Bild 3.2) sind insgesamt acht Dehnungsmessstreifen appliziert, die bei einer Aufweitung des Außenringes in ihrer Längsrichtung gedehnt werden und somit eine elektrisch messbare Größe bereitstellen. Erfahren die Werkzeuge Kräfte, wie dies bei der Berührung der Dachflächen oder während der Bearbeitung von Werkstücken der Fall ist, so führt dies zu einer elastischen Veränderung im Außenringdurchmesser. Das Ausgangssignal des Messverstärkers steht dabei im Verhältnis von 1 V zu 4,156 kN [Mou18b]. Spannungsänderungen am Ausgang des Messverstärkers können somit zu Änderungen bei der radialen Kraft gleichgestellt werden.

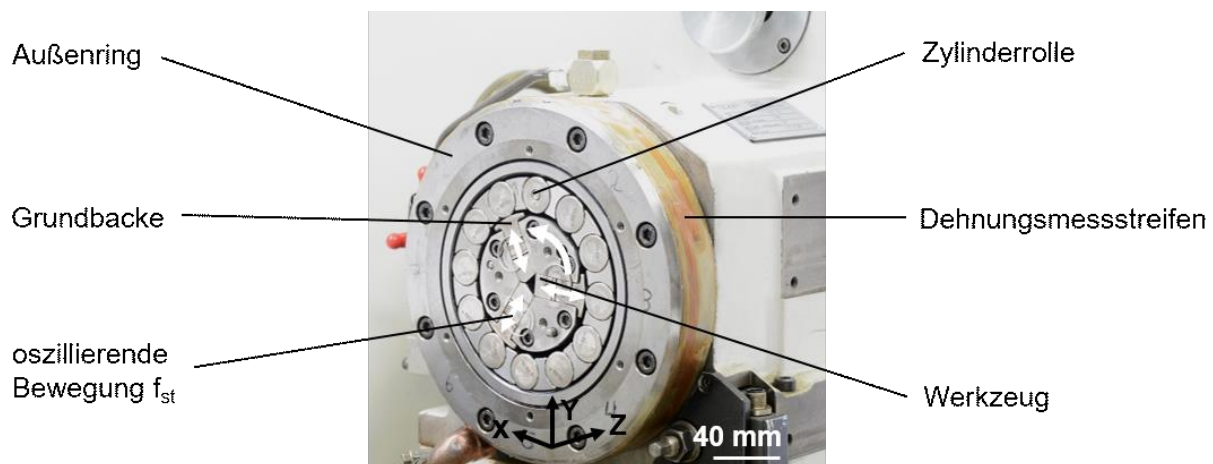


Bild 3.2: Vorderansicht des Knetkopfes.

Die Rotationseinheit des Werkstückes ist in Bild 3.3 (a) gezeigt. Der Servo-Motor für die Werkstückdrehung hat eine maximale Drehzahl von 6000 min^{-1} . Mit einer 1:1 Übersetzung kann eine Rotation in Rotationsrichtung der Knetwelle als auch in Gegenrichtung erfolgen. Die Steuerung der einzelnen Winkelgeschwindigkeiten sowohl der Knetwelle ω_{WZg} als auch des Werkstückes ω_{Wsk} erfolgt unter Verwendung von Drehgebern. Die Validierung vorgegebener Werte hingegen wird mittels zweier zusätzlich aufgebauter Winkelsensoren realisiert. Der Inkremental-Drehgeber des Typs RHS58N wird an der Knetwelle angebracht und kann Drehgeschwindigkeiten von bis zu 6000 min^{-1} aufnehmen. Sinus-Cosinus-Signale mit einer Auflösung von bis zu 2048 Signal-Perioden pro Umdrehung können damit erfasst werden. An der Rotationseinheit des Werkstückes wird ein weiterer Sensor des Typs Tonic T2021-30A fixiert, der sich zur Vermessung der realen Drehgeschwindigkeit des Werkstückes anbietet. Damit sind Drehgeschwindigkeiten von bis zu 3673 min^{-1} und einer maximalen Auflösung von bis zu

± 2 Winkelsekunden messbar. Simultan können sowohl digitale Rechtecksignale als auch differenzielle Sinussignale ausgelesen werden [Ren20]. Zur Aufnahme und Weiterverarbeitung von Sensorsignalen wird eine Messkarte verwendet, die eine maximale Abtastrate von bis zu 225 kHz gewährleisten kann.

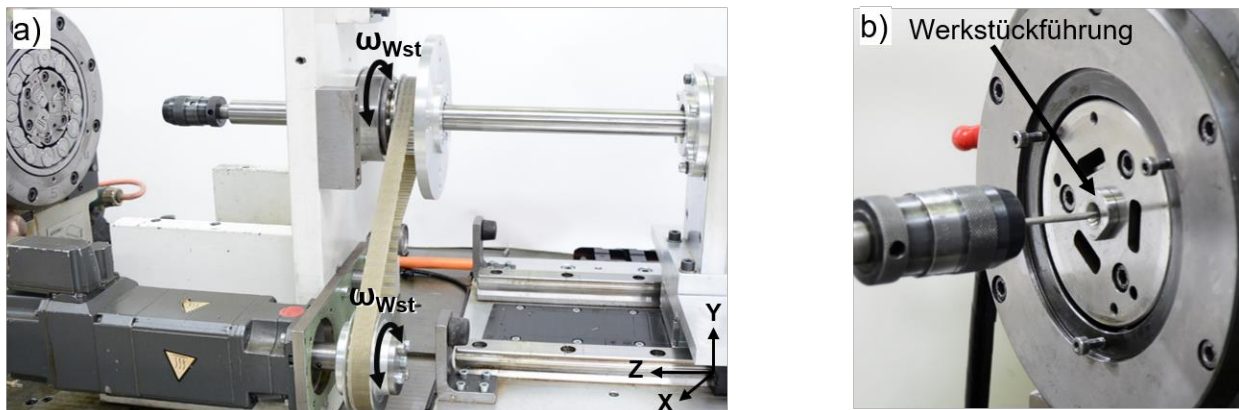


Bild 3.3: Rundknetanlage: a) Rotationseinheit des Werkstückes; b) Deckelplatte mit robuster Werkstückführung.

Beim Rundkneten wird das fest eingespannte Werkstück mit Hilfe der Vorschubeinheit in die Umformzone des Knetkopfes eingebracht. Für die erforderliche Zentrierung des zugeführten Werkstückes vor der Umformung, wurde eine robuste und an den Werkstückdurchmesser angepasste Führung angebracht, siehe Bild 3.3 (b). Als Vorschub kommt ein Lineardirektantrieb (LDA) zum Einsatz, der in Kombination mit einem direkten Wegmesssystem eine genaue Positionierung bzw. die Lokalisation der Anfangs- und Endposition bei der Bearbeitung ermöglicht. Weiterhin ist eine wichtige Voraussetzung für die nachfolgenden Umformprozesse des umgeformten Werkstückes (weiter konditioniertes Werkstück/Halbzeug) wie z. B. Fließpressen, die Genauigkeit des Durchmessers, die durch die axiale Verstellung der Keile erfolgt (siehe Bild 2.1). Eine hohe Positioniergenauigkeit wird durch eine Servo-Achse realisiert [Mou18b]. Die geometrische Beziehung zwischen der axialen Verstellung der Keile Z_{KV} und der radialen Zustellung der Werkzeuge X_{RZ} (Bild 3.4) kann mit Hilfe der Gleichung 3.1 berechnet werden:

$$\tan(\alpha_K) = \frac{X_{RZ}}{Z_{KV}} \quad (3.1)$$

Der Keilwinkel der Vorschubkeile beträgt 3° . Durch die konstruktive Gestaltung der Radialvorschubeinheit ist die Gleichung 3.1 mit dem Hebelarmverhältnis, siehe dazu Bild 3.1, $l_{k1}/(l_{k1}+l_{k2}) = 135/402,5$ zu erweitern. Daher hat die radiale Zustellung X_{RZ} mit der Gleichung 3.2 zu erfolgen:

$$X_{RZ} = \frac{l_{k1}}{l_{k1} + l_{k2}} * Z_{KV} * \tan(\alpha_K) \quad (3.2)$$

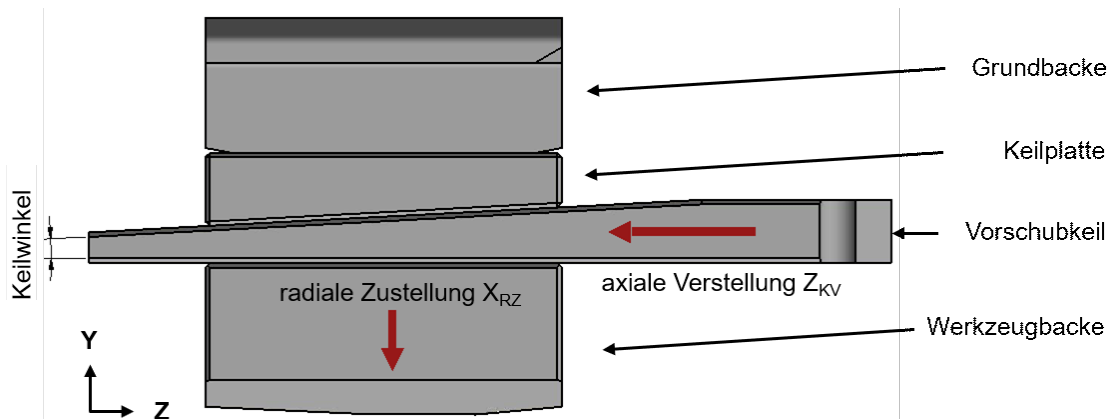


Bild 3.4: Geometrische Beziehung zwischen der axialen Verstellung der Keile und der radialen Zustellung der Werkzeuge.

Eine Änderung der axialen Verstellung der Keile von $Z_{KV} = 1 \text{ mm}$ resultiert in einer radialen Positionsänderung der Werkzeuge um $X_{RZ} = 0,017 \text{ mm}$. Die maximale radiale Zustellung der Werkzeuge ist erreicht, wenn die Werkzeuge ohne Werkstück komplett geschlossen sind und die Dachflächen bei zwei sich berührenden Werkzeugen aufeinander liegen. Das ist gleichzeitig die maximal mögliche axiale Position der Keile, sodass sich die vom Motor ausgehende Knetwelle ohne Klemmen der Drehteile rotieren lässt. Durch das Herausziehen der Keile öffnen sich die Werkzeuge auf einen Wert X_{RZ}' und der Durchmesser des umgeformten Werkstückes wird damit vergrößert. Um zu untersuchen, ob ein konstanter Durchmesser entlang des Halbzeuges mit unterschiedlichen radialen Öffnungen der Werkzeuge erreichbar ist, wird für die maximale radiale Zustellung der Werkzeuge ein Wert von $X_{RZ}' = 0$ eingesetzt, welcher bei der Öffnung der Werkzeuge zunimmt.

3.1.1 Werkzeugentwicklung durch FEM-Analyse

Für eine weitere Analyse des Rundknetens wurde ein FEM-Simulationsmodell erstellt. Der Rundknetprozess wurde zunächst unter Verwendung einer 2D-planaren Simulation untersucht. Bei der gewählten zweidimensionalen Modellierung ist es noch gut möglich, die Geometrie des umgeformten Werkstückes und die Dehnungsverteilung im Querschnitt nachzuvollziehen. Zu diesem Zweck wurden verschiedene Querschnitte senkrecht zur Werkstückachse ausgewählt und mit der Software „ABAQUS 6.14“ simuliert. Dem Verfahren wurden isotherme Bedingungen zugrunde gelegt. Um den dynamischen Charakter des Prozesses zu berücksichtigen, wurde Abaqus/Explicit Simulationscode verwendet.

Die angewendete 2D-planare Simulation wurde aus Gründen der Vereinfachung auf vier Komponenten – drei Werkzeuge und ein Werkstück – reduziert. Im Gegensatz zu den nicht verformbaren Knetbacken (Rigid Body) wurde das Werkstück als ein elastisch-plastischer (deformable) Körper modelliert.

Beim Rundkneten wird der Werkstoff nach einer plastischen Verformung in die entgegengesetzte Richtung entlastet und beim nächsten Schlag erneut belastet. Dabei erfährt der Werkstoff bei einem Schlag neben Druck- auch Zugspannungen, welche sich besonders intensiv im Schulterbereich des Werkstückes bilden [Liu19]. Beim Durchwandern des Werkstoffes durch die verschiedenen Werkzeugbereiche, wie z. B. beim Übergang vom Reduzier- zum Kalibrierbereich wechselt der Spannungszustand des Werkstückes von Zug- zur Druckspannung. Bei zyklischen plastischen Verformungen kommt es entsprechend des Bauschinger-Effektes zu einer Abnahme der Fließgrenze des Werkstoffes infolge von Änderungen des Vorzeichens der Belastung [Bet76]. Der frühere Beginn der plastischen Verformung ist ursächlich zurückzuführen auf die Eigenspannungen, die aufgrund einer ungleichmäßigen Verformungsverteilung nach einer Entlastung im Werkstoff zurückbleiben. Eine frühere Aktivierung von Versetzungsbewegungen wird daher bei einer Umkehr der Belastungsrichtung durch die zuvor eingebrachten Eigenspannungen bewirkt [Bar12a]. Im Hinblick auf den Einfluss einer reversiblen Belastung besteht die Unterscheidung im Wesentlichen in zwei Verfestigungsarten: isotrope und kinematische Verfestigung. Um den durch die inkrementelle Umformung verursachten Bauschinger-Effekt zu berücksichtigen, wurde in Abaqus ebenfalls ein nichtlineares Verfestigungsmodell gewählt.

Nach dem Chaboche-Ansatz [Cha08] fand ein kombiniertes kinematisches und isotropes Verfestigungsmodell Anwendung [Kal15]. Die benötigten Koeffizienten der isotropen Verfestigung Q_∞ und b_{ch} wurden aus zyklischen Zug-Druck-Versuchen mit drei Zyklen an einer geglühten Proben des Stahls S355, siehe Bild 3.5 (a), mit Hilfe der Gleichung 3.3 gewonnen,

$$Q_i = Q_\infty \left(1 - e^{-b_{ch} \bar{\epsilon}_i^{pl}} \right) \quad (3.3)$$

wo der Koeffizient Q_i mit der Bestimmung der Punkte kurz vor der elastischen Entspannung σ_i^t und direkt nach dem Einsetzen der plastischen Verformung im Druckbereich σ_i^c für einen beliebigen Zyklus i , siehe Bild 3.5 (b), unter Berücksichtigung der Anfangsstreckgrenze von $\sigma_0 = 357,3 \text{ N/mm}^2$ mit der Gleichung 3.4 berechnet werden konnte:

$$Q_i = \frac{\sigma_i^t - \sigma_i^c - 2\sigma_0}{2} \quad (3.4)$$

Q_∞ ist ein Werkstoffkoeffizient für einen letzten bzw. stabilen Zyklus wobei $\bar{\epsilon}^{pl}$ die akkumulierte plastische Dehnung darstellt. Anhand von drei berechneten Punkten konnte durch eine Interpolation der Funktion $f(Q_i, \bar{\epsilon}_i^{pl})$ der Koeffizient b numerisch bestimmt werden. Zur Validierung des erhaltenen Werkstoffmodells mit den ermittelten Werkstoffkoeffizienten $Q_\infty = 104,08 \text{ MPa}$ und $b_{ch} = 2,78$ wurde ein zyklischer Test mit gleichen Parametern simuliert und mit den experimentellen Daten verglichen, rote Kurve Bild 3.5 (a) [Cha20].

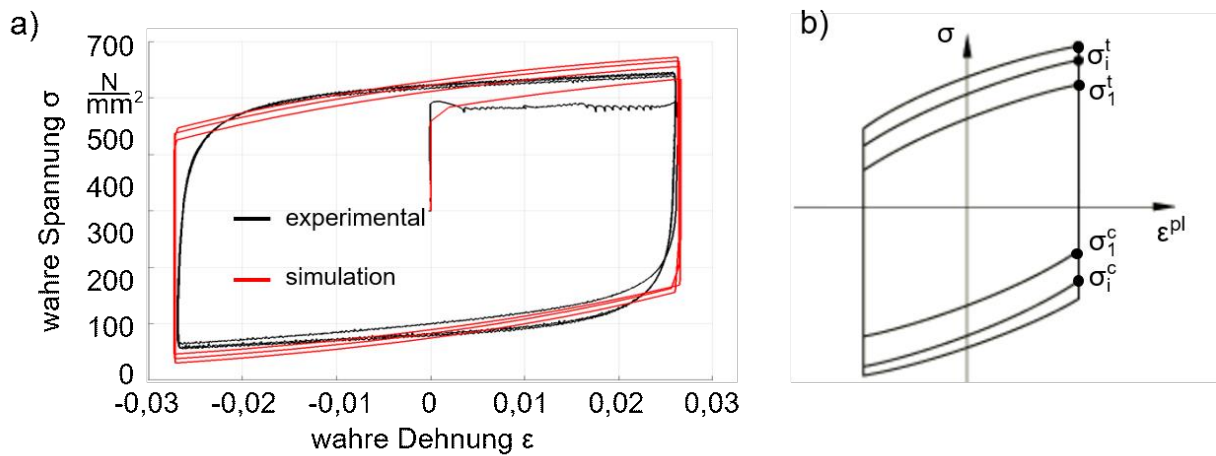


Bild 3.5: Zyklischer Zug-Druck-Versuch a) Validierung des Werkstoffmodells; b) schematische Darstellung, nach [Das14].

Für die kinematische Verfestigung wurde mittels des Datentyps "Half Cycle" mit drei Rückspannungen [Das14] eine Fließkurve aus einem Zugversuch an geglähten Proben herangezogen, siehe Bild 3.6. Es ist anzumerken, dass sobald der Dehnungswert außerhalb des Bereiches der angegebenen Tabellenwerte liegt, Abaqus den Wert der Hauptgrenzdehnung extrapoliert, unter der Annahme, dass die Steigung am Endpunkt der Kurve konstant bleibt.

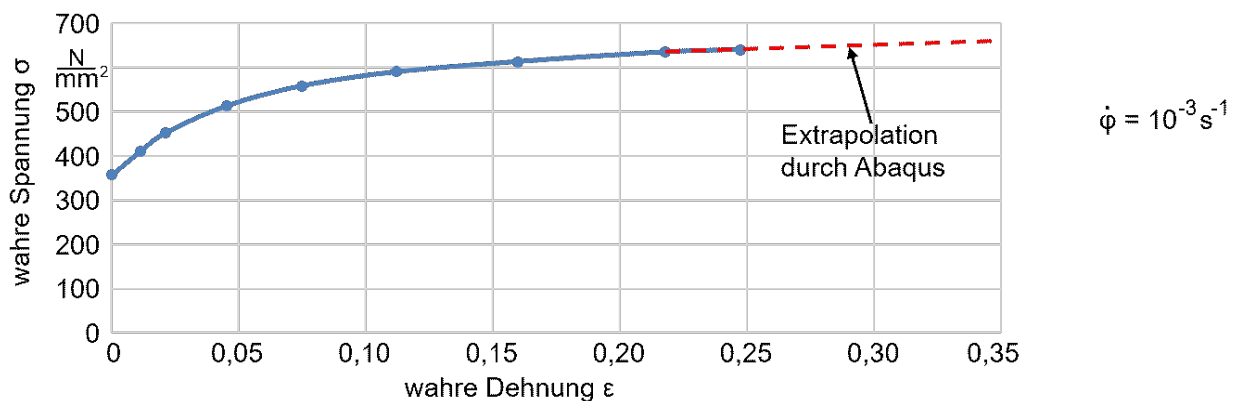


Bild 3.6: Spannungs-Dehnungs-Diagramm und Abaqus-Extrapolation von Stahl E355.

Die Kontaktbedingungen zwischen Werkstück und Werkzeug wurden in der Simulation durch die Verwendung des Coulomb'schen Gesetzes mit einem konstanten Reibungskoeffizienten $\mu = 0,1$ mit der „penalty“ Kontaktmethode vereinfacht [Tan02].

Die Reduzierung des Werkstückes erfolgt in der Reduzierzone des Werkzeuges, wo sich gleichfalls beim Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug die Fließscheide ausbildet [Mou18b]. In der Reduzierzone entsteht sowohl axialer als auch radialer Werkstofffluss. Die Reduzierung des Werkstückes wurde von dem ersten Kontakt „Werkstück-Werkzeuge“ bis zum Einlauf in die Kalibrierzone simuliert. Der reale Rundnetprozess enthält mehrere Komponenten, die auf den

Prozess einwirken und Einfluss nehmen. Diese wurden durch die Prozesskinematik berücksichtigt. Drei Werkzeuge rotieren kontinuierlich um das Werkstück und führen dabei gleichzeitig eine oszillierende Bewegung mit einer Hubfrequenz von 102 Hz aus, wodurch die Werkzeuge pro Umlauf 7,2 Hübe erfahren. Die Geometrie der Reduzierzone des Werkzeuges in axialer Richtung mit einem Reduzierwinkel von $\alpha_T = 10^\circ$ wurde ebenfalls kinematisch durch eine radiale Zustellung der Werkzeuge bei einer Hubbewegung h_T festgelegt. Der Initialdurchmesser des Werkstückes lag bei $d_0 = 1$ mm und der Zieldurchmesser wurde mit $d_1 = 0,5$ mm vorgegeben. Der Querschnitt des Werkstückes war mit 763 Dreieckselementen des Typs CPS3 (A3-node linear plane stress triangle) mit einer Seitenelementlänge von $49 \mu\text{m}$ vernetzt, siehe Bild 3.7.

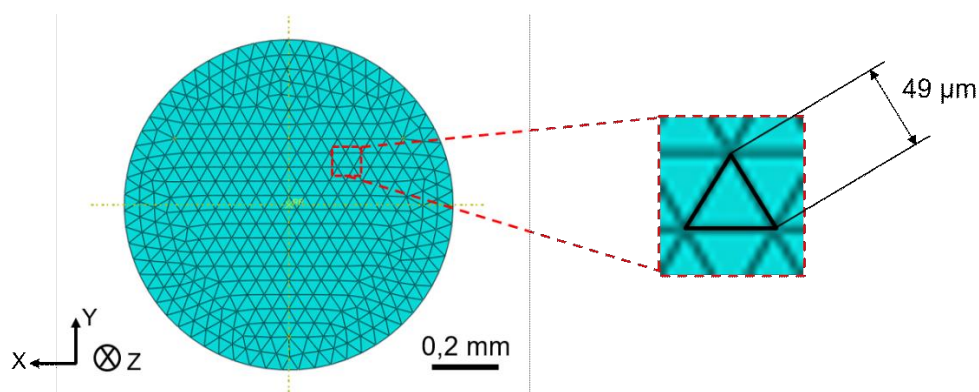


Bild 3.7: FEM-Netz des nicht umgeformten Werkstückes.

Wie aus Kapitel 2.3 hervorgeht, sind zum Erreichen einer Kornfeinung sehr hohe akkumulierte plastische Dehnungen im Werkstück notwendig, die durch Massivumformprozesse eingebracht werden können [Son06]. Zum Einleiten von Scherspannungen wurden sowohl an der Werkzeuggeometrie als auch bei der Prozesskinematik Änderungen durchgeführt. Insbesondere war dabei der Einfluss der Werkzeuggeometrie in der Kontaktzone mit dem Werkstück von Interesse. Um die Scherdehnungsverteilung und die Querschnittsgeometrie vergleichen zu können, wurden drei unterschiedliche Simulationen durchgeführt. Als erstes wurde die Simulation für das konventionelle Rundknetverfahren mit symmetrischen Hüben ($h_{T1} = 0,1$ mm) gewählt. Die gestalteten Werkzeuge (Starrkörper) besaßen eine kreisförmige Geometrie in der Kontaktzone mit einem Radius von 0,6 mm (rund), siehe Bild 3.8 (a). Weiterhin zeigte eine Voranalyse in [Ish15a] eine positive Entwicklung der tangentialen Komponente der plastischen Dehnung durch einen größeren Radius der Umformwerkzeuge. Daraus wurde der Ansatz entwickelt mit gleichen Prozessparametern aber einer ebenen Werkzeuggeometrie in der Kontaktzone (flach) vorzugehen, siehe dazu Bild 3.8 (b). Weitere Überlegungen betrafen die Untersuchung der ebenen Werkzeuggeometrie mit einer geänderten Prozesskinematik. Zu diesem Zweck wurden die Werkzeuge mit einem neuen Verfahren in der Simulation getestet. Der Ansatz zielte dabei auf eine Verwendung von unterschiedlichen Hubamplituden h_T . Zwei von drei Werkzeugen führten einen Hub von $h_{T2} = 0,3$ mm aus, wobei das dritte Werkzeug einen Hub von $h_{T3} = 0,05$ mm

vollzog, siehe Bild 3.8 (c). Das dritte Werkzeug mit h_{T1} wurde somit im Vergleich zu den beiden anderen Werkzeugen um 0,25 mm weiter aus der Mitte des Werkstückes bewegt.

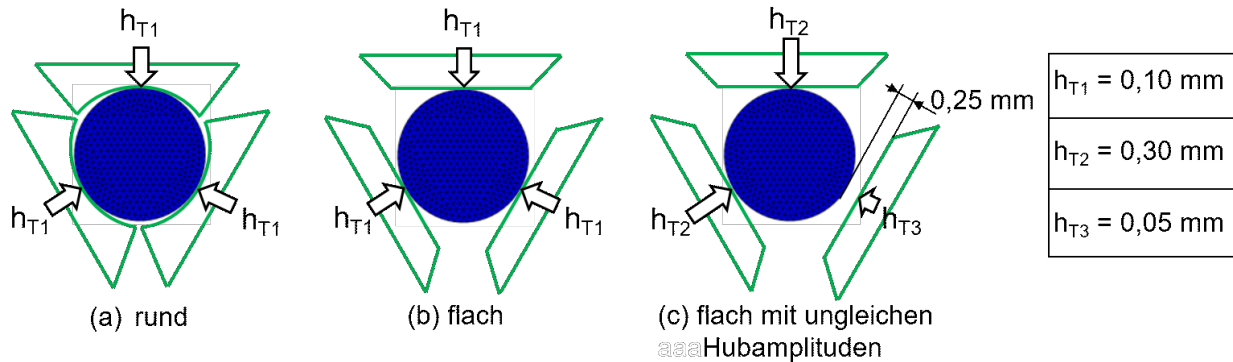


Bild 3.8: Planares 2D-Modell des Vorschubrundknetens (Querschnitt): a) kreisförmige Werkzeuggeometrie (rund), gleiche Hübe; b) ebene Werkzeuggeometrie (flach), gleiche Hübe; c) ebene Werkzeuggeometrie (flach), ungleiche Hübe, nach [Ish15a].

Für die Analyse der Dehnungsverteilung wurde die plastische Dehnung gewählt, die ein Teil der unelastischen Dehnung darstellt [Das13]. Zur Beurteilung, wie stark sich die Scherebenen im Prozess ausbilden können, wurde die plastische Dehnung in X- und Y-Richtung (PE12) analysiert. Prozesssimulationen zeigen einen signifikanten Unterschied in der Scherdehnungsverteilung zwischen den unterschiedlichen Werkzeuggeometrien. Bereits nach dem ersten vollständigen Umlauf der Werkzeuge konnte in den Simulationen mit einer ebenen Werkzeuggeometrie eine Erhöhung der Scherdehnung (PE12) im Vergleich zur kreisförmigen Geometrie beobachtet werden, siehe Bild 3.9 (a, b).

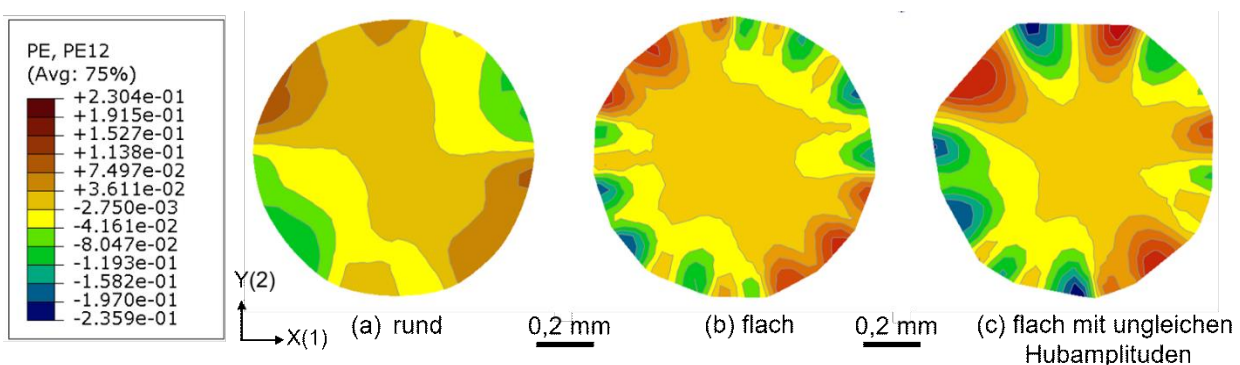


Bild 3.9: Verteilung der Scherdehnung PE12 nach der ersten Umdrehung (7 Schläge): a) kreisförmige Werkzeuggeometrie (rund), gleiche Hübe; b) ebene Werkzeuggeometrie (flach), gleiche Hübe; c) ebene Werkzeuggeometrie (flach), ungleiche Hübe.

Die Analyse zeigt ebenfalls auf, dass die Scherdehnungsverteilung sowohl von der Werkzeuggeometrie als auch von der Prozesskinematik abhängt. Unterschiedliche Hubamplituden h_T in Kombination mit Flachwerkzeugen liefern eine gleichmäßigere und tiefere

Verteilung der plastischen Dehnung und vergrößern somit den Dehnungsbereich mit höheren Werten bei PE12, Bild 3.9 (c).

Eine Zunahme der Scherdehnungsfläche ist nach jeder Umdrehung der Knetwelle zu beobachten. Bild 3.10 zeigt die Geometrie des Werkstückes und die tangentielle Komponente der plastischen Dehnung PE12, sobald das Werkstück das Ende der Reduzierzone erreicht hat. Der höchste und der niedrigste Wert der Scherdehnung für das Simulationsrundkneten mit Rundwerkzeugen wird jeweils zwischen 0,49 und -0,23 berechnet, siehe Bild 3.10 (a). Die Verteilung der Scherdehnungen in der Simulation mit symmetrischen Hüben und Flachwerkzeugen ist ähnlich wie beim konventionellen Rundkneten mit Rundwerkzeugen, allerdings steigt der Betrag vom kleinsten sowie vom größten Wert der tangentialen Scherdehnung PE12 rasant an, im Vergleich zu den gewonnenen Simulationsergebnissen für Rundwerkzeuge, Bild 3.10 (b) und entspricht den Werten von 0,68 und 0,64. Zudem weisen die beiden gekneteten Werkstücke eine kreisförmige Geometrie im Querschnitt auf. Anders sieht die Geometrie des Werkstückes am Ende der Reduzierzone beim Rundkneten mit Flachwerkzeugen in Kombination mit unsymmetrischen Hüben h_T aus. Das Werkstück in Bild 3.10 (c) besitzt eine ausgeprägte geometrische Sechseckform. Die Rundknetensimulation liefert dazu eine zusätzliche Erhöhung der Scherdehnungswerte. Die Differenz zwischen der höchsten und niedrigsten tangentialen Dehnung beträgt in diesem Fall mehr als 1,4. Die Scherflächen mit höheren Dehnungskomponenten PE12 dringen darüber hinaus tiefer in den Mittelbereich des umgeformten Werkstückes vor und zeigen eine größere Verwirbelung. Diese Ergebnisse zeigen auf, dass eine Exzentrizität in der Prozesskinematik mittels unterschiedlichen Hubamplituden bei einem Schlag zusammen mit einer ebenen Geometrie der Umformwerkzeuge den größten Einfluss auf die Scherdehnungsverteilung des umgeformten Werkstückes ausüben. Somit ist bei diesem Verfahren eine deutliche Reduzierung der Korngröße zu erwarten. Die gewünschte Exzentrizität wird durch zwei unterschiedliche Methoden realisiert und in Kapitel 4.1.3 beschrieben.

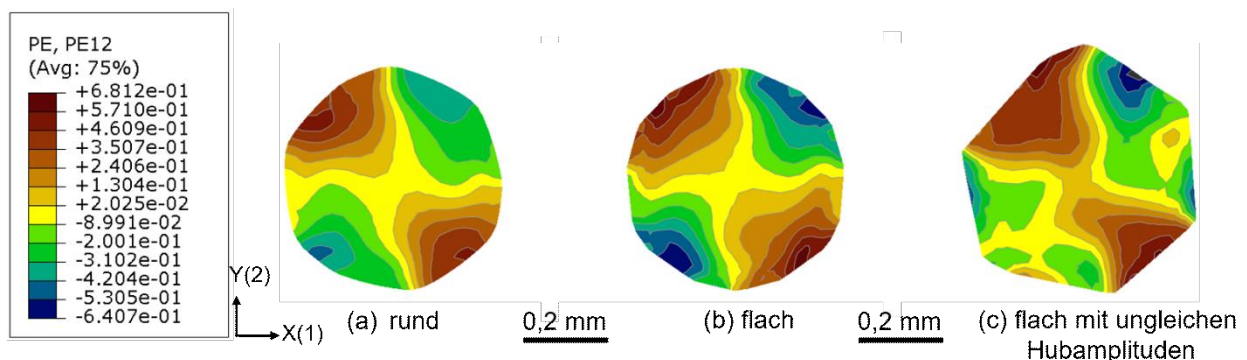


Bild 3.10: Verteilung der Scherdehnung PE12 bei Erreichen des Reduzierzonenendes durch das Werkstück: a) kreisförmige Werkzeuggeometrie (rund), gleiche Hübe; b) ebene Werkzeuggeometrie (flach), gleiche Hübe; c) ebene Werkzeuggeometrie (flach), ungleiche Hübe.

3.1.2 Modifikationen der Werkzeuggeometrie

Alle Rundknetwerkzeuge besitzen gleiche Abmessungen für die Parameter Länge, Breite und Höhe: 40 mm x 14 mm x 17 mm (Höhe der Rohlinge) und sind aus pulvermetallurgischem Stahl PM23 (1.3344) hergestellt. Die Simulationsanalyse mittels FEM-Software zeigte, dass die Scherdehnungsverteilung stark von der Geometrie der Werkzeuge abhängt. Die Ergebnisse offenbaren eine Perspektive neben dem Einsatz von konventionellen Werkzeugen (Rundwerkzeug (RW), Bild 3.11 (a)), auch Werkzeuge mit einer ebenen Oberfläche zu konstruieren. Als Folge aus diesen Erkenntnissen, wurde ein Umformwerkzeug getestet, welches eine gekrümmte Oberfläche in der Reduzierzone mit einer ebenen Kalibrierzone vereint (Flachwerkzeug, FW, Bild 3.11 (b)). Eine weitere Modifikation der Werkzeuggeometrie lieferte ein Werkzeug mit einer ebenen Fläche in der Reduzier- sowie in der Kalibrierzone (Doppelflachwerkzeug, DFW, Bild 3.11 (c)).

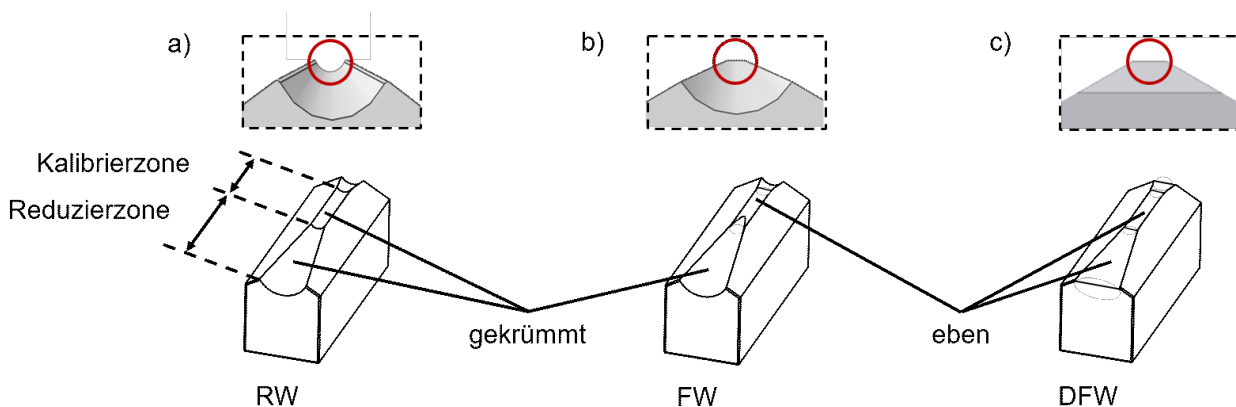


Bild 3.11: Geometrie der Rundknetwerkzeuge: a) Rundwerkzeug RW; b) Flachwerkzeug FW; c) Doppelflachwerkzeug DFW, nach [Ish20a].

Rundwerkzeuge besitzen eine gekrümmte Oberfläche in der Reduzierzone, wo der Durchmesser des Werkstückes reduziert wird, sowie in der Kalibrierzone, die den Durchmesser definiert. Von der Kavität der drei geschlossenen Werkzeuge hängt die Geometrie des umgeformten Werkstückes ab. Bei der maximalen radialen Zustellung der Werkzeuge bildet sich der Inkreis mit einem nominalen Durchmesser d_{nom} , welcher den Außendurchmesser des Werkstückes beeinflusst. In dieser Arbeit wurden zwei Werkzeugsätze von Rundwerkzeugen eingesetzt. Der erste RW_{0,5}-Satz definiert in der Kalibrierzone einen Kreis mit einem nominalen Durchmesser von $d_{nom_RW0,5} = 0,5$ mm. Der zweite RW-Satz besitzt einen Kreisdurchmesser von $d_{nom_RW1,1} = 1,1$ mm.

Die drei geschlossenen Flächen von Flachwerkzeugen (FW) bilden in der Kalibrierzone in ihrer Anordnung zueinander ein gleichseitiges Dreieck. Bild 3.12 verdeutlicht den grafischen Zusammenhang der Werkzeuggeometrie von Rundknetwerkzeugen mit einer ebenen Kalibrierzone. Der Inkreis ist hier der größtmögliche, vollständig in diesem Dreieck liegende Kreis, d. h. er berührt jede Seite des Dreieckes tangential in einem Punkt.

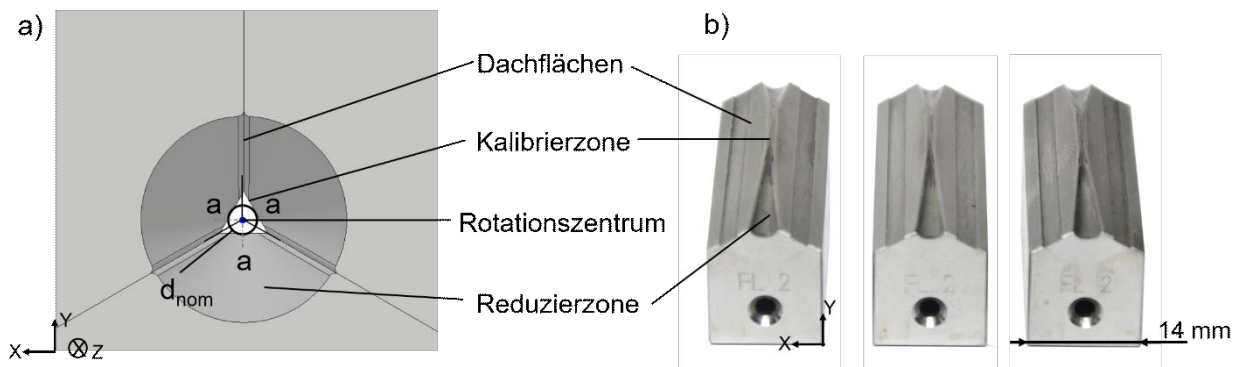


Bild 3.12: Werkzeugkonzept Flachwerkzeuge: a) Bildung eines gleichseitigen Dreiecks durch drei Flächen der FW in der Kalibrierzone; b) Werkzeugsatz bestehend aus drei Flachwerkzeugen.

Der Mittelpunkt des Inkreises des gleichseitigen Dreiecks liegt nicht nur im Schnittpunkt der drei Winkelhalbierenden, sondern auch im imaginären Schnittpunkt, bzw. Schnittlinie der Werkzeugdachflächen und repräsentiert gleichzeitig das Rotationszentrum der Werkzeuge. Der Durchmesser d_{nom} des Inkreises eines gleichseitigen Dreiecks mit einer Seitenlänge a wird durch den folgenden Ausdruck 3.5 definiert:

$$d_{nom} = \frac{a}{\sqrt{3}} \quad (3.5)$$

Genauso wie bei den Flachwerkzeugen liegt der Mittelpunkt des Inkreises des gleichseitigen Dreiecks von den geschlossenen Doppelflachwerkzeugen (FW) im Rotationszentrum, wie in Bild 3.13 dargestellt. Allerdings sind diese Werkzeuge so gefertigt, dass die Breite der Kalibrierzone und damit die Seitenlänge a des Dreiecks in Bezug auf die Flachwerkzeuge länger ist.

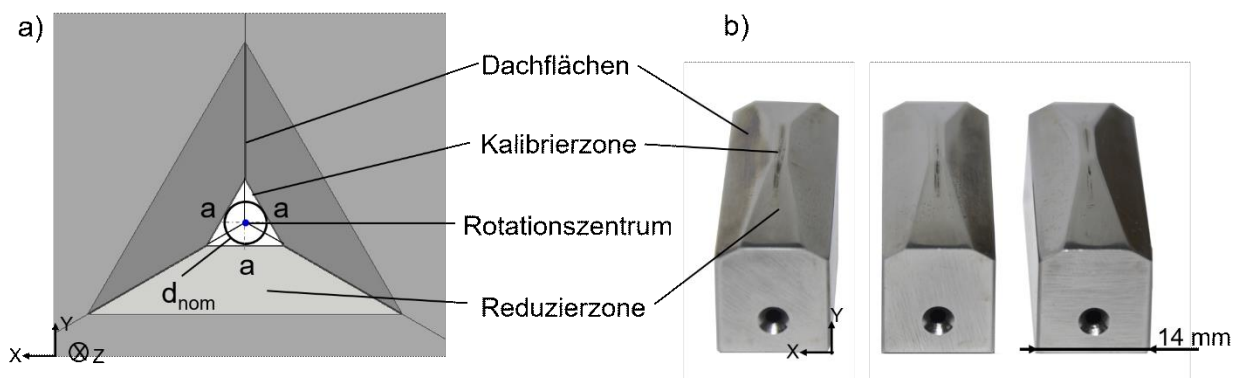


Bild 3.13: Werkzeugkonzept Doppelflachwerkzeuge: a) Bildung eines gleichseitigen Dreiecks durch drei Flächen der DFW in der Kalibrierzone; b) Werkzeugsatz bestehend aus drei Doppelflachwerkzeugen.

Auf diese Weise wird durch die Seitenlänge des Dreiecks mit $a = 1,0$ mm für Flachwerkzeuge und mit $a = 1,9$ mm für Doppelflachwerkzeuge der jeweilige nominale Durchmesser mit

$d_{\text{nom_FW}} = 0,58 \text{ mm}$ und $d_{\text{nom_DFW}} = 1,1 \text{ mm}$ errechnet. Bei der maximalen radialen Zustellung der Werkzeuge soll der Durchmesser d_{nom} den Enddurchmesser des rundgekneteten Werkstückes d_1 bestimmen.

3.1.3 Modifikationen der Prozesskinematik

Als ein weiterer zu untersuchender Einflussfaktor auf die Scherdehnungsverteilung ist die Prozesskinematik zu nennen. Im realen Prozess, ändert sich mit einer Variation der Prozesskinematik sowie dem Vorschub pro Schlag l_{st} nicht nur die Geometrie, sondern auch die Werkstoffeigenschaften. Weitere Änderungen in der Prozesskinematik bietet die Fertigung der Grundbacken, welche mit unterschiedlichen Nockenhöhen einhergehen können. Diese Höhe bestimmt dabei die Hubamplitude h_{T} , mit welcher die Rundknetwerkzeuge radial nach innen gedrückt werden. Bild 3.14 visualisiert eine Skizze des Grundwerkzeuges und liefert einen qualitativen Vergleich zwischen zwei unterschiedlichen Nockenhöhen. Die Tabelle im rechten Bildteil zeigt die in dieser Arbeit getesteten Nockenhöhen h_{T} .

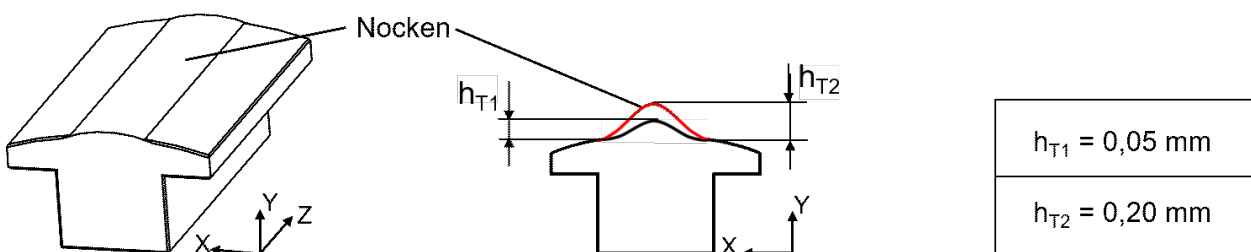


Bild 3.14: Grundbacke mit Nocken; Variation der Hubamplitude.

Neben den Änderungen beim Vorschub pro Schlag l_{st} oder Hubhöhe h_{T} wurde die Prozesskinematik des Rundknetprozesses zusätzlich durch eine gezielte Relativbewegung zwischen Werkstück und den Werkzeugen erweitert. Durch den Einsatz von Flachwerkzeugen in Kombination mit einer angepassten Rotation des Werkstückes soll der Werkstofffluss und damit die Entwicklung der Mikrostruktur signifikant beeinflusst werden. Bei dieser Kinematik können Proben entstehen, die in Bezug auf den Querschnitt polygonale Geometrien aufweisen. Der Geometriewinkel α_{G} , der maßgeblich zur Erzeugung der Wunschgeometrie mit einer bestimmten Anzahl an Ecken k beiträgt, lässt sich anhand des folgenden mathematischen Zusammenhanges 3.6 ableiten [Her16]:

$$\alpha_{\text{G}} = \frac{360^\circ}{k} \quad (3.6)$$

Maschinenseitig wird der Winkel α_{G} durch die Änderung des Schlagfolgewinkels $\Delta\phi$ realisiert. Der Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$ ist der Winkel zwischen dem Werkstückdrehwinkel ϕ_{Wst} und dem Werkzeugdrehwinkel ϕ_{Wzg} bei zwei nacheinander folgenden Schlägen. Bei einer konstanten

Winkelgeschwindigkeit der Werkzeuge wird der Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$ durch die Rotationsrichtung und die Rotationsgeschwindigkeit des Werkstückes eingestellt. Daher kann der Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$ sowohl positive als auch negative Werte annehmen. Wie Bild 3.15 schematisch verdeutlicht, stellt sich bei konstanter Rotation der Werkzeuge und einer Winkelgeschwindigkeit ω_{Wzg} entgegen dem Uhrzeigersinn, der Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$ nur dann im positiven Bereich ein, wenn sich das Werkstück mit einer Winkelgeschwindigkeit ω_{Wst} größer als ω_{Wzg} in die gleiche Richtung mitdreht. Bei einer langsameren Rotation des Werkstückes gegenüber den Werkzeugen ($\omega_{Wst} < \omega_{Wzg}$), nimmt der Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$ negative Werte an, obwohl er sich in die gleiche Richtung dreht. Der Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$ wird ebenfalls negativ, wenn das Werkstück entgegengesetzt zu den Werkzeugen rotiert.

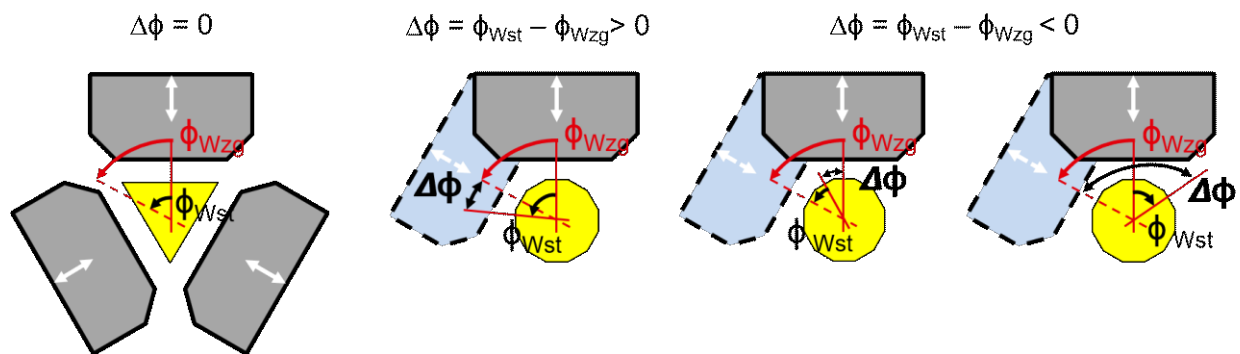


Bild 3.15: Schematische Darstellung des Verhaltens des Schlagfolgewinkels.

Auf diesen Grundüberlegungen basierend, kann der Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$, bei dem sich die gewünschten Geometrien (bspw. Tri-, Hexa-, Nona- und Dodekagon) ergeben, anhand des Zusammenhanges 3.7 rechnerisch ermittelt werden.

$$\Delta\phi = \phi_{Wst} - \phi_{Wzg} \quad (3.7)$$

Die Winkelgeschwindigkeit der Werkzeuge entspricht dabei der Drehzahl der Knetwelle $\omega_{Wzg} = \omega_{KW} = 851,06 \text{ min}^{-1}$. Der Werkzeugschlagwinkel wird wie folgt berechnet:

$$\phi_{Wzg} = \frac{360^\circ * \omega_{Wzg}}{HZ} = 49,86^\circ \quad (3.8)$$

Da der theoretische Werkzeugschlagwinkel ϕ_{Wzg} zwischen zwei Schlägen aus der Gleichung 3.8 bekannt ist, lässt sich der benötigte Werkstückschlagwinkel ϕ_{Wst} zwischen zwei Schlägen für den erforderlichen Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$, welcher zugleich der gewünschten Querschnittsgeometrie entspricht, zur Realisierung der Wunschgeometrie durch die Umstellung des oben genannten Ausdrucks 3.7 berechnen:

$$\phi_{Wst} = \phi_{Wzg} + \Delta\phi \quad (3.9)$$

3.1.4 Exzentrisches Rundkneten

Die Analyse mittels FEM-Simulation in Kapitel 3.1.1 zeigte eine Möglichkeit auf durch ungleiche Hubamplituden h_T und die Verschiebung eines Werkzeuges vom Mittelpunkt des Werkstückes nicht nur geometrische, sondern auch die mechanischen Eigenschaften durch die eingebrachte plastische Scherdehnungen des rundgekneteten Halbzeuges zu ändern. Dadurch wird eine Exzentrizität beim Rundkneten erzielt. Eine weitere Anpassung der Prozesskinematik kann durch eine Verschiebung der axialen Mittellinie des Werkstückes aus dem ursprünglichen Drehzentrum der geschlossenen Werkzeuge in der Kneteinheit realisiert werden. Dabei sollen durch exzentrisches Kneten höhere Scherdehnungen in das Werkstück induzieren werden. Diese Methode kann in zwei Prozessvarianten realisiert werden: exzentrisches Rundkneten mit Zwischenblechen oder durch asymmetrische Werkzeuggeometrie.

Änderung der Drucksäulenhöhe

Die Verschiebung der Mittellinie kann durch einzelne Zwischenlagen aus Federstahlblech mit einer Dicke von $D_{F1} = 0,2$ mm oder $D_{F2} = 0,3$ mm zwischen Keil und Werkzeug bei zwei von drei Drucksäulen realisiert werden. Dabei wird das dritte Werkzeug mit einer kürzeren Drucksäule (ohne Zwischenblech) radial auf D_F verschoben. Die ursprüngliche Mittellinie wird durch die Führung wiederhergestellt, siehe Bild 3.16 (a). Durch die Führung und eine individuelle radiale Verschiebung der Werkzeuge ist zu erwarten, dass sich die ursprüngliche Mittellinie oder der Mittelpunkt des Inkreises in radialer Richtung (x-Richtung in Bild 3.16 (a)) auf einen radialen Versatz von $\Delta M_1 = 0,13$ mm oder $\Delta M_2 = 0,20$ mm abhängig von der Blechdicke D_F bewegt. Diese Verschiebung soll zu einer Scherverformung der Werkstücke durch einen Scherwinkel am Ende der Reduktionszone führen, da der Knetkanal nicht mehr zentrisch ist. In Bild 3.16 (b) ist schematisch die Position der Werkzeuge und die Verschiebung des Mittelpunktes vom ursprünglichen Rotationszentrum zum Zeitpunkt i und $i+1$ dargestellt.

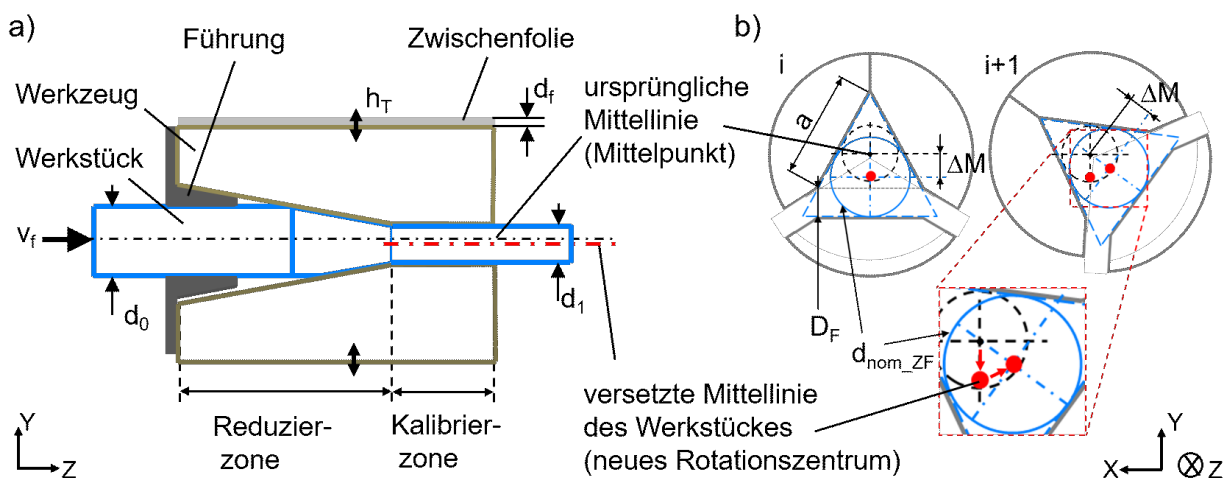


Bild 3.16: Exzentrisches Rundkneten mit Zwischenblechen: (a) Versatz der Mittellinie; (b) Verschiebung des Mittelpunktes bei zwei nacheinander folgenden Schlägen nach [Ish17a].

Das Konzept führt zu einer individuellen Verschiebung der Mittellinie bei jedem Hub der Werkzeuge. In Kombination mit einer rotatorischen Bewegung der Werkzeuge wird die Mittellinie des Werkstückes schraubenförmig verformt und führt damit zu einem unsymmetrischen Werkstofffluss. Die eingesetzten Werkzeuge weisen eine gekrümmte Reduzierzone auf in Kombination mit einer ebenen Kalibrierzone und einer Seitenlänge von $a = 1$ mm. Durch den radialen Versatz eines Werkzeuges weicht der Enddurchmesser d_1 vom nominalen Wert d_{nom_FW} ab. Der neuberechnete nominale Durchmesser mit Zwischenblechen $D_{F1} = 0,2$ mm beträgt $d_{nom_ZF1} = 0,68$ mm und mit $D_{F2} = 0,3$ mm ergibt sich $d_{nom_ZF2} = 0,75$ mm. Somit erlaubt diese Methode durch die Blechdicke in Kombination mit Flachwerkzeugen nicht nur den radialen Versatz ΔM , sondern auch den Enddurchmesser des Werkstückes zu variieren. Außerdem erlaubt diese Methode die Fertigung von Mikro- sowie Makrowerkstücken. Allerdings schließen bei diesem Verfahren die Dachflächen des versetzten Werkzeuges bei einem Hub nicht zusammen, was zu einem Prozessfehler (Bruch, Flügelbildung, Zylindrizitätsabweichung) führen kann.

Anpassung der Werkzeuggeometrie

Eine Verschiebung der Mittellinie und somit eine Beeinflussung der Prozesskinematik kann ebenfalls durch eine Anpassung der Werkzeuggeometrie erfolgen. Im Gegensatz zu Flach- oder Doppelflachwerkzeugen ist der neu entwickelte exzentrische Rundknetwerkzeugsatz derart gestaltet, dass die drei Werkzeuge beim Schließen kein zentriertes, gleichseitiges Dreieck mehr bilden, siehe Bild 3.17 (a). Die Seitenlänge b von Werkzeug 1 (WZ1) im Kalibrierbereich entspricht dem Wert von $b = 2,77$ mm. Die beiden anderen Werkzeuge 2 und 3 (WZ2 und WZ3) sind spiegelsymmetrisch zu einander angeordnet, besitzen jedoch dazu schräge Oberflächen in ihren Kalibrier- sowie Reduzierzonen, Bild 3.17 (b). Die Seitenlängen dieser Werkzeuge im Kalibrierbereich sind gleich und weisen den Wert von $c = 2,02$ mm auf. Der Durchmesser d_{nom} des Inkreises eines gleichschenkligen Dreieckes wird anhand der folgenden Gleichung 3.10 definiert:

$$d_{nom} = b * \sqrt{\frac{2c - b}{2c + b}} \quad (3.10)$$

Demnach entspricht der theoretische Wert des berechneten Durchmessers $d_{nom_EW} = 1,19$ mm.

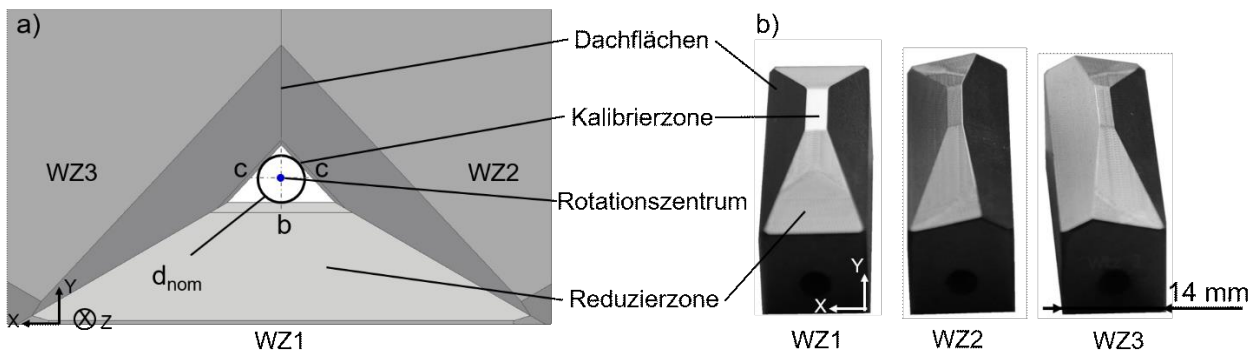


Bild 3.17: Werkzeugkonzept exzentrischer Werkzeuge: a) Bildung eines ungleichseitigen Dreiecks durch drei Flächen der EW in der Kalibrierzone; b) Werkzeugsatz bestehend aus drei Flachwerkzeugen.

Aufgrund des Verhältnisses der Dreieckseiten, das bei einer speziellen Anordnung aller drei Werkzeuge gebildet wird, fällt dieses gleichschenklige Dreieck mit einem stumpfen und zwei spitzen Winkeln aus. Im Gegensatz zu Doppelflach- oder Flachwerkzeugen, wo alle Seiten und Ecken des Dreieckes gleich ausfallen, wird der Mittelpunkt des Inkreises um den Wert ΔM versetzt. Somit verschiebt sich die Mittellinie bzw. der Mittelpunkt der Rotation bei jedem Hub der Werkzeuge während ihrer Drehung. Bild 3.18 zeigt schematisch den Unterschied zwischen den drei geschlossenen Doppelflachwerkzeugen DFW (gestrichelte Linien) und den exzentrischen Werkzeugen EW. Der radiale Mittelpunktversatz vom Zentrum der Rotation erfolgt um $\Delta M = 0,2 \text{ mm}$. Das bedeutet, dass ebenfalls wie beim exzentrischen Rundkneten mit Zwischenblechen massive Scherdehnungen in den Prozess eingebracht werden können. Genauso wie konventionelle Rundwerkzeuge, Flach- bzw. Doppelflachwerkzeuge, werden die exzentrischen Werkzeuge gleichermaßen aus pulvermetallurgischem Stahl PM23 (1.3344) hergestellt.

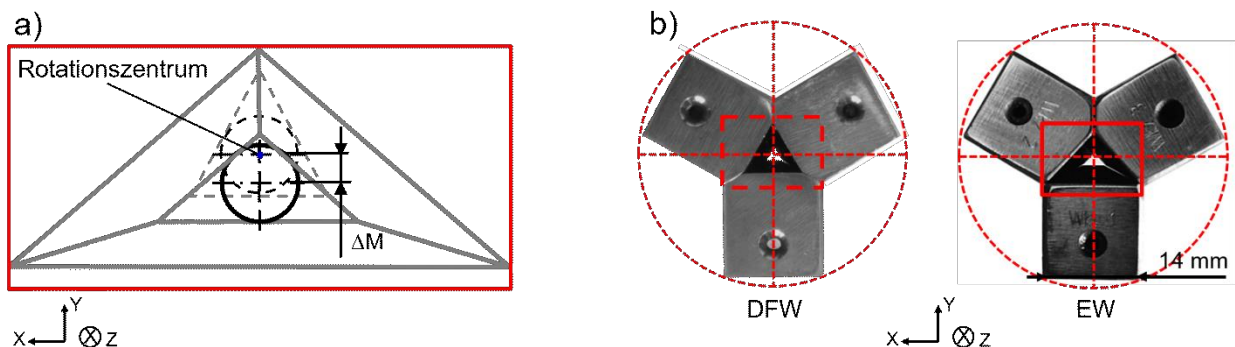


Bild 3.18: Mittellinierversatz beim exzentrischen Rundkneten mit modifizierten Werkzeugen: a) schematische Darstellung des Mittellinierversatzes; b) Vorderansicht von Doppelflachwerkzeugen (links) und exzentrischen Werkzeugen (rechts) nach [Ish18].

3.2 Exzentrisches Gewindekneten

Wie bereits in Kapitel 2.1 beschrieben, bewirkt die inkrementelle Umformung einen lokalen Werkstofffluss sowohl in radialer als auch in axialer Richtung. Axial fließt der Werkstoff nicht nur in Vorschubrichtung, sondern auch entgegengesetzt. Die tatsächliche Richtung des Werkstoffflusses nach einem konventionellen Rundknetvorgang ist schwer zu analysieren. Die Charakterisierung des Werkstoffflusses ist allerdings insofern wichtig, da er nicht nur die Endgeometrie, sondern auch die Eigenschaften des umgeformten Bauteils beeinflusst. Eine Visualisierung des Werkstoffflusses beim Rundkneten ist nur bedingt möglich, da der Umformprozess innerhalb des Knetkopfes stattfindet und somit visuelle Aufnahmen erschwert. Vor diesem Hintergrund wurde eine Kombination von Werkzeugen verwendet, um unter Einsatz des exzentrischen Rundknetens einen Spiralkanal zu erzeugen. Zwei Doppelflachwerkzeuge werden dabei mit einem modularen Werkzeug, das mit einem Nockenelement versehen ist, zu einem Set kombiniert, siehe Bild 3.19 (a). Mit einem Hub bildet der Nocken eine Nut, die in Verbindung mit einem definierten Verhältnis zwischen Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$ und axialen Vorschub pro Schlag l_{st} während des Prozesses einen schraubenförmigen Kanal mit einer Steigung P ausbildet. Die Steigung dieses Kanals hängt während der Umformung sehr stark vom axialen sowie radialen Werkstofffluss ab.

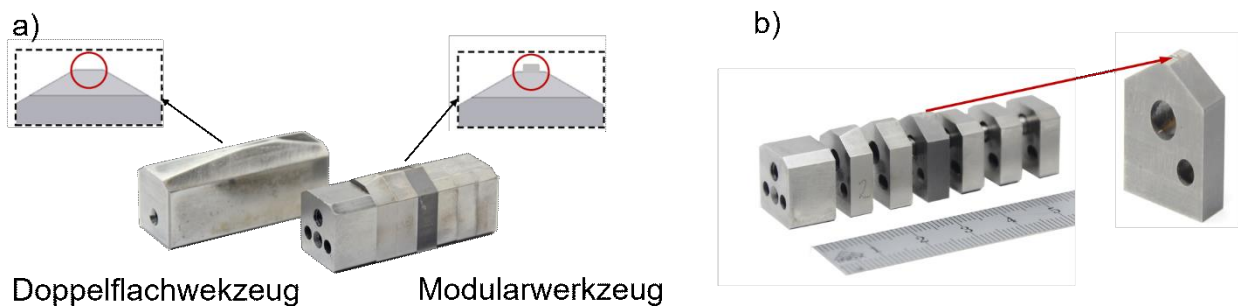


Bild 3.19: Rundknetwerkzeuge; a) Kombination von Werkzeugen für das Gewindekneten; b) Module für ein Modularwerkzeug nach [Ish20b].

Dieses modulare Werkzeug besteht aus sieben gestapelten Elementen (Modulen), die axial vorgespannt sind, Bild 3.19 (b). Alle Module mit Ausnahme des Nockenmoduls werden aus pulvermetallurgischem Stahl PM23 (1.3344) hergestellt. Das Nockenmodul wird aufgrund der hohen Belastungen aus Hartmetall gefertigt und ist in der Mitte des modularen Werkzeuges angeordnet.

Das modulare Werkzeug besitzt im Vergleich zum Doppelflachwerkzeug eine schmalere Seitenlänge $a' = 1,8 \text{ mm}$. Dadurch bilden die Dachflächen aller drei Werkzeuge beim Schließen ein nicht gleichseitiges Dreieck, was schließlich zur Verschiebung des Mittelpunktes führt, siehe Bild 3.20 (a). Das Zentrum des Inkreises wird bei jedem Hub vom nominalen Drehpunkt aus um einen radialen Versatz $\Delta M = 0,03 \text{ mm}$ verschoben, wodurch während des Prozesses die Exzentrizität zustande kommt. Im geschlossenen Zustand weist der Inkreis der Werkzeuge einen Durchmesser von $d_{\text{nom_MW}} = 1,07 \text{ mm}$ auf.

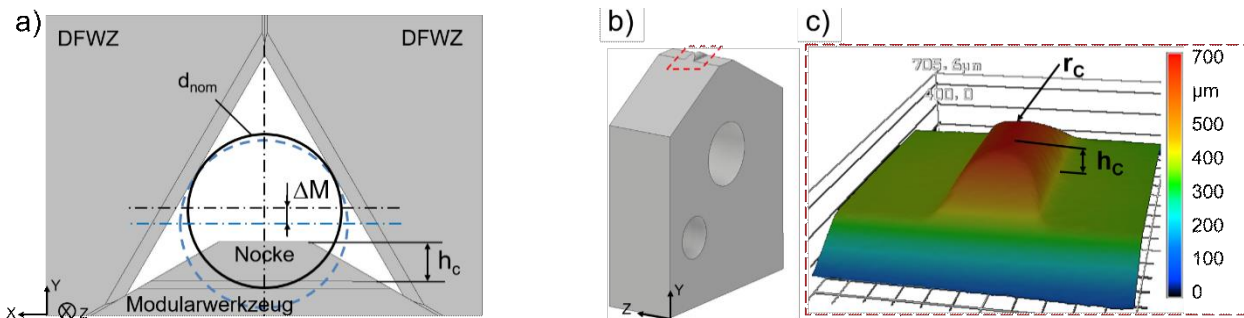


Bild 3.20: Werkzeugkonzept modularer Werkzeuge a) Bildung eines ungleichseitigen Dreiecks durch zwei Flächen der DFW und eine Fläche des modularen Werkzeuges; b) Werkzeugmodul mit Nocken; c) Messung des Modulnockens, nach [Ish20b].

Eine zusätzliche radiale Belastung wird durch einen kleinen Nocken des modularen Werkzeuges eingebracht. Vom Scheitelpunkt des Nockens bis zum ebenen Teil des Werkzeuges beträgt die Höhe $h_c = 0,32$ mm, wobei die zylinderförmige Geometrie in Vorschubrichtung einen Radius von $r_c = 0,33$ mm vorweist. Die Nockengeometrie ist in Bild 3.20 (b und c) dargestellt.

In Abhängigkeit vom Initialdurchmesser kann in diesem Prozess gleichzeitig neben einer Nutbildung im Werkstück eine Reduzierung des Durchmessers erfolgen. Nach dem Gesetz der Volumenkonstanz kann die Länge des geformten Werkstückes mit Gleichung 3.11 berechnet werden:

$$l_1 = d_0^2/d_1^2 * l_0 \quad (3.11)$$

Wobei folgendes gilt:

- l_0 – Anfangslänge des Werkstückes
- d_0 – Initialdurchmesser des Werkstückes
- d_1 – Enddurchmesser des umgeformten Werkstückes

Das Längen des Werkstückes erfolgt bei jedem einzelnen Hub und bewirkt eine inkrementelle axiale Verschiebung l_{st} (Vorschub pro Schlag) des Nockens auf dem Werkstück. Der tatsächliche Wert des effektiven Vorschubes pro Hub $l_{st_effektiv}$ wird durch Gleichung 3.12 approximiert:

$$l_{st_effektiv} = d_0^2/d_1^2 * l_{st} \quad (3.12)$$

Somit kann bei einer Variation des Schlagfolgewinkels $\Delta\phi$ der theoretische Erwartungswert der Steigung P unter Zuhilfenahme von Gleichung 3.13 berechnet werden:

$$P_{kin_d1} = 360^\circ/\Delta\phi * l_{st_effektiv} \quad (3.13)$$

Aufgrund der komplexen Geometrie des geformten Werkstückes nach dem exzentrischen Gewindeketten ist der Querschnitt durch den Durchmesser d_1 nur unzureichend charakterisiert. Der taktil gemessene Außendurchmesser reflektiert nicht die reale komplexe Geometrie des

Gewindewerkstückes. Zur Validierung der Steigung wird die Querschnittfläche A_1 mittels Bildverarbeitung des Schlibbildes im Querschnitt des umgeformten Werkstückes abgeschätzt und der tatsächliche Vorschub pro Schlag anhand der Gleichung 3.14 berechnet:

$$l_{st_effektiv\ A1} = A_0/A_1 * l_{st} \quad (3.14)$$

Auf die Querschnittfläche A_1 bezogen wird ebenfalls der theoretische kinematische Steigungswert mit Gleichung 3.15 berechnet:

$$P_{kin_A1} = 360^\circ/\Delta\phi * l_{st_effektiv\ A1} \quad (3.15)$$

Die Querschnittfläche A_1 stellt jedoch nur eine Stelle in der Mitte des Gewindewerkstückes dar, wobei der gemessene Durchmesser d_1 entlang der gesamten Werkstücklänge variieren kann. Unter Berücksichtigung des gemessenen Durchmessers d_{1A1} an der definierten Stelle A_1 und daraus folgenden kinematischen Steigung P_{kin_d1A1} (siehe Gleichung 3.13) kann die Differenz zwischen P_{kin_A1} und P_{kin_d1A1} gefunden werden. Die erwartete Entwicklung der Gewindesteigung P_{kin} für den gemessenen Durchmesser d_1 entlang des Werkstückes wird damit anhand der Summe aus der zuvor genannten Differenz und dem theoretischen Erwartungswert der Steigung P_{kin_d1} für das gesamte Werkstück mit Gleichung 3.16 berechnet:

$$P_{kin} = P_{kin_A1} - P_{kin_d1A1} + P_{kin_d1} \quad (3.16)$$

Aus der Gleichung 3.16 resultiert Gleichung 3.17 zur Bestimmung der kinematischen Steigung:

$$P_{kin} = \frac{360^\circ * d_0^2 * l_{st}}{\Delta\phi} * \left(\frac{A_0}{A_1} - \frac{1}{d_{1A1}^2} + \frac{1}{d_1^2} \right) \quad (3.17)$$

Ein solcher Ansatz erlaubt es, nur das Nockenvolumen, das explizit in das Werkstück eindringt, zu berücksichtigen. Die Neigung und Steigung P des gebildeten Kanals hängt von den Prozessparametern Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$, Vorschub pro Schlag l_{st} , Initialdurchmesser des Werkstückes d_0 , radiale Zustellung der Werkzeuge (Keillager) und des daraus resultierenden Enddurchmessers d_1 des umgeformten Werkstückes ab. Außerdem ist in [Ish20b] dargestellt, dass die Steigung P sehr stark vom radialen und axialen Werkstofffluss abhängt.

Zur Charakterisierung des Werkstoffflusses und Vergleich der konditionierten Werkstücke erfolgt der Prozess in zwei Stufen: (I) eine Konditionierung mittels unterschiedlicher Rundknetmethoden mit einem Umformgrad von $\phi = 1,1$; (II) exzentrisches Gewindekneten mit einem kleineren Umformgrad von $\phi = 0,5$. Bild 3.21 verdeutlicht die Prozesskette für eine Visualisierung des Werkstoffflusses bei den konditionierten Werkstücken.

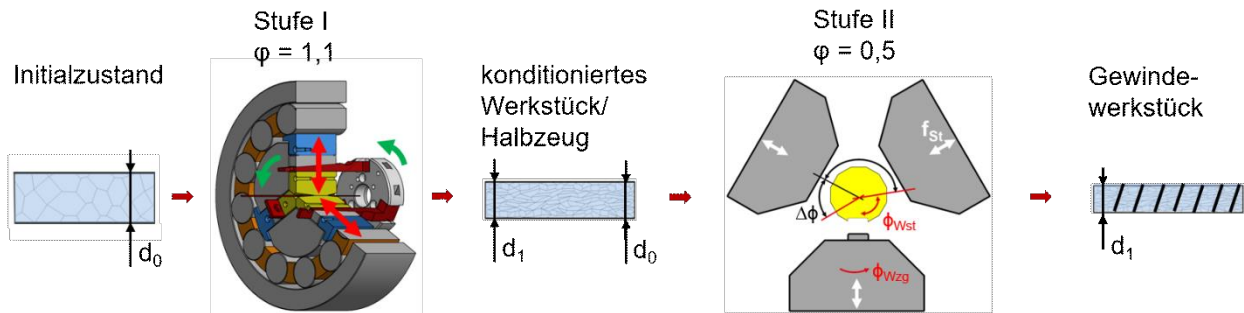


Bild 3.21: Prozesskette zur Visualisierung des Werkstoffflusses.

Die entstandene Musterbildung auf der Oberfläche entlang des geformten Werkstückes wird mittels Licht-/Lasermikroskopie analysiert, siehe Bild 3.22. Trotz einer orthogonalen Anordnung des Modulnockens zum Werkstück, wird durch die hohe Anzahl an Hüben in seiner Längsrichtung ein durchgehend ununterbrochener Gewindekanal gebildet, siehe Bild 3.22 (b). Eine Punktwolke der Werkstückoberfläche in axialer Richtung liefert eine Schätzung der Steigung P , siehe Bild 3.22 (c). Die Abstandsauswertung zwischen zwei aufeinander folgenden Steigungswerten erfolgt über die gesamte Werkstücklänge. Eine Abschätzung der Gewindetiefe H wird unter Verwendung des jeweils höchsten und tiefsten Punktes beim Längsschliffbild für jede untersuchte Versuchsreihe exemplarisch durchgeführt.

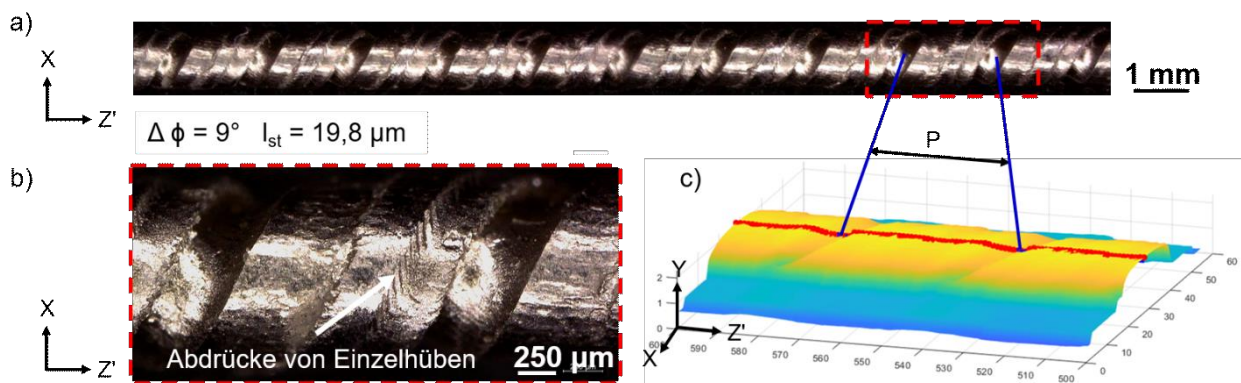


Bild 3.22: Umgeformtes Gewindewerkstück; a) Licht/Laseraufnahme; b) vergrößertes Muster; c) daraus resultierende 3D-Punktwolke (im Farbverlauf) zur Auswertung der Steigung P , nach [Ish20b].

3.3 Ersatzfließpressversuch

Ein Zusammenhang zwischen der Prozesskinematik beim Rundkneten und der Umformbarkeit rundgekneteter Halbzeuge wird mit Hilfe von zwei speziellen Versuchsvorrichtungen dargestellt: Fließpressen mit offener und geschlossener Matrize. Die untersuchte exemplarische Prozesskette zur Produktion von Mikrobauteilen „Rundkneten – Fließpressen“ ist schematisch in Bild 3.23 dargestellt. Um die konditionierten Werkstücke (Halbzeuge) auf ihre Fließpresseigenschaften zu testen, mussten sie zunächst in kleine Abschnitte (Proben) bis auf

eine Höhe H_p zerteilt werden. Der Durchmesser des Halbzeuges d_1 muss vor dem Fließpressen dem Durchmesser der Umformmatrize d_{1m} durch Rundkneten angepasst werden.

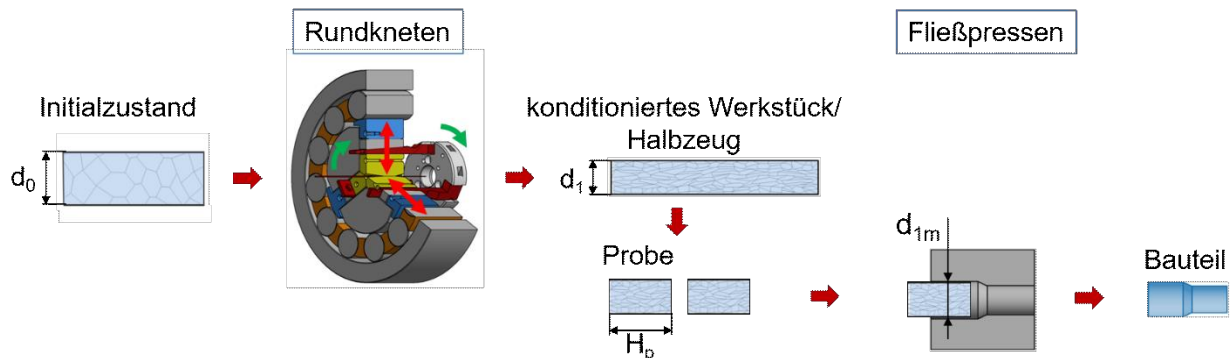


Bild 3.23: Prozesskette „Rundkneten – Fließpressen“.

Die Versuche wurden mit Hilfe einer im Institut gefertigten 4-Säulenpresse und einer konstanten Druckgeschwindigkeit von 0,1 mm/s durchgeführt. Für das Fließpressen wurde ein spezielles WISURA AK 3345 Stanz- und Ziehöl verwendet. Eine einachsige Vorrichtung besteht jeweils aus einer oberen und einer unteren Arbeitsplatte, die durch vier Säulen miteinander verbunden sind. Zur Führung der oberen Arbeitsplatte entlang der Säulen werden Führungsbuchsen mit Kugelkäfigen verwendet, siehe Bild 3.24. Ein absolutes Wegmesssystem am Spindeltrieb dient zur Steuerung des Verfahrensweges der oberen Arbeitsplatte. Als Steuerungssoftware kommt „Metronix Servo Commander“ zum Einsatz. Zur Bestimmung des Umformweges wird auf ein zusätzliches Wegmesssystem in Form eines induktiven Messtasters des Herstellers „Mahr“ zurückgegriffen. Auftretende Kräfte in Bewegungsrichtung werden mit Hilfe einer Kraftmessdose erfasst, die zwischen der unteren Arbeitsplatte und der Fließpressmatrize verbaut ist. Diese verwendet ein piezoelektrisches Kraftmesselement, welches anhand einer Betrachtung des lastfreien Zustandes und unter Verwendung einer Referenzmasse von 3,883 kg kalibriert wird. Hieraus ergibt sich ein Proportionalitätsfaktor von 1021 N/V. Zu einer gleichzeitigen Aufnahme von Zeit-Kraft-Weg Messergebnissen kommt eine „Goldammer Device App“ zum Einsatz.

Matrize mit freiem Stauchenteil

Die Beurteilung der Umformeigenschaften wie die Exzentrizität der umgeformten Bauteile erfolgt in einer Vorrichtung, die eine Kombination von freiem Stauchen und Vorwärtsfließpressen ermöglicht. Damit der Werkstofffluss sowohl in axialer als auch in radialer Richtung erfasst werden konnte, wurde zur Krafteinleitung statt eines Stempels eine Druckplatte verwendet. Die axial geschnittene Umformmatrize wird entsprechend aus zwei Teilen zusammengesetzt, damit die Probe nach dem Umformschritt unbeschädigt entnommen und die gebildete Geometrie beurteilt werden kann, Bild 3.24. Der Durchmesser d_{1m} des Führungsbereiches macht dabei 1,3 mm aus. Der Auslaufbereich hat einen Durchmesser von $d_{2m} = 1,0$ mm. Die übrigen Maße werden entsprechend skaliert und können aus Bild 3.25 entnommen werden. Durch die Forderung, die finale Geometrie der umgeformten Proben vergleichen zu können, wurde das

Prozessende nicht wie sonst üblich über den Verfahrenweg definiert. Stattdessen wurde der Versuch beendet, sobald ein Schleppfehler - die Überschreitung einer gewissen Differenz von Ist- und Sollwert des Weges - detektiert wurde.

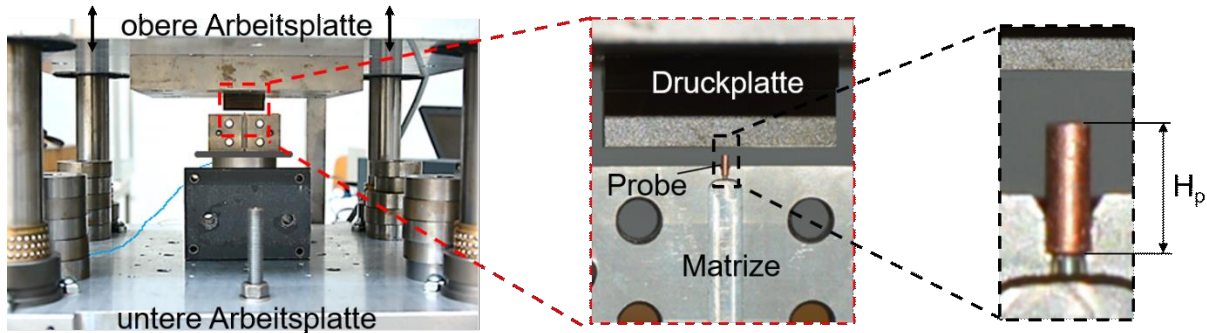


Bild 3.24: Aufbau der Vorrichtung zum Umformen mit offener Matrize.

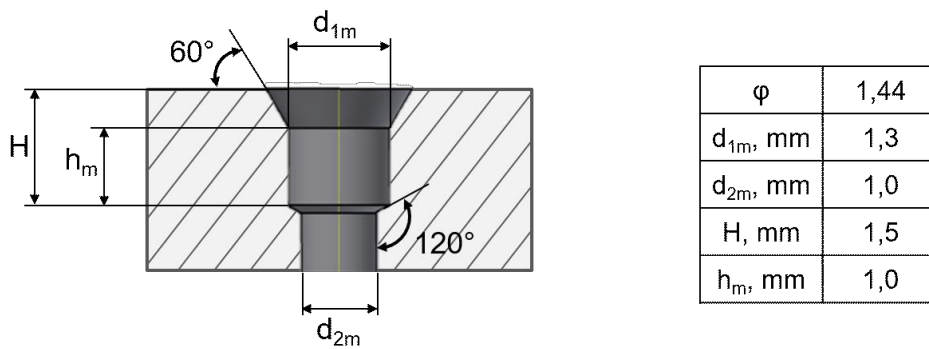


Bild 3.25: Geometrie der Matrizenbohrung, nach [Ish15c].

Die vollständige Probengeometrie nach dem Fließpressen wurde mit einem optischen Mikroskop aufgenommen. Durch eine Bildanalyse konnte ein weiterer wesentlicher Aspekt – die axiale Symmetrie des umgeformten Bauteils – abgeleitet werden. Dazu wurde die Exzentrizität ϵ der Proben mit der Gleichung 3.18 berechnet (vgl. Bild 3.26).

$$\epsilon = (A_{max} - A_{min}) / (A_{max} + A_{min}) * 100\% \tag{3.18}$$

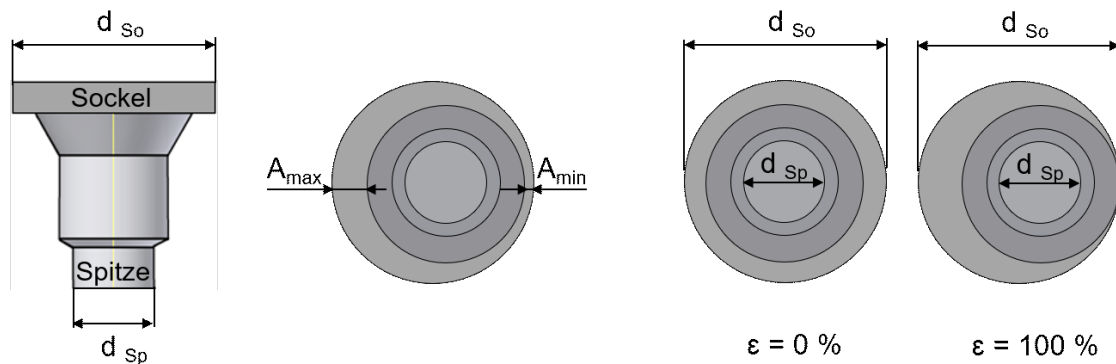


Bild 3.26: Bestimmung der Exzentrizität umgeformter Bauteile.

Geschlossene Matrize

Die Charakterisierung, durch das modifizierte Rundkneten gefertigter Halbzeuge, erfolgte in einer weiteren Vorrichtung zum Fließpressen mit geschlossener Matrize. Durch die Bestimmung des Kraftverlaufes durch Aufnahme von Kraft und Umformweg bei jedem Fließpressversuch kann auf die Umformeigenschaften einer jeden Probe geschlossen werden [Sie94].

Bild 3.27 (a) visualisiert eine Fließpressvorrichtung. Die beiden Kerne samt Umformmatrize wurden innerhalb einer in Längsrichtung geschlitzten Metallhülse mittig positioniert. Die Umformmatrize befand sich dabei eingebettet zwischen den beiden Kernen. Die Proben wurden mit einem Stempel in die Matrize eingeführt und im Anschluss gepresst. Der obere Kern der Fließpressmatrize hatte eine Bohrung mit einem Durchmesser von $d_{1m} = 1,3$ mm. Der Durchmesser des unteren Kernes wurde mit $d_{2m} = 1,0$ mm gewählt. Die innere Geometrie der Umformmatrize ist in Bild 3.27 (b) gezeigt. Der Schultereinlaufradius liegt bei $R_1 = 0,3$ mm und der Öffnungsradius wurde mit $R_2 = 0,11$ mm festgelegt. Der Verjüngungswinkel zwischen dem oberen und dem unteren Teil betrug 135° (Matrizenöffnungswinkel $\alpha_M = 45^\circ$).

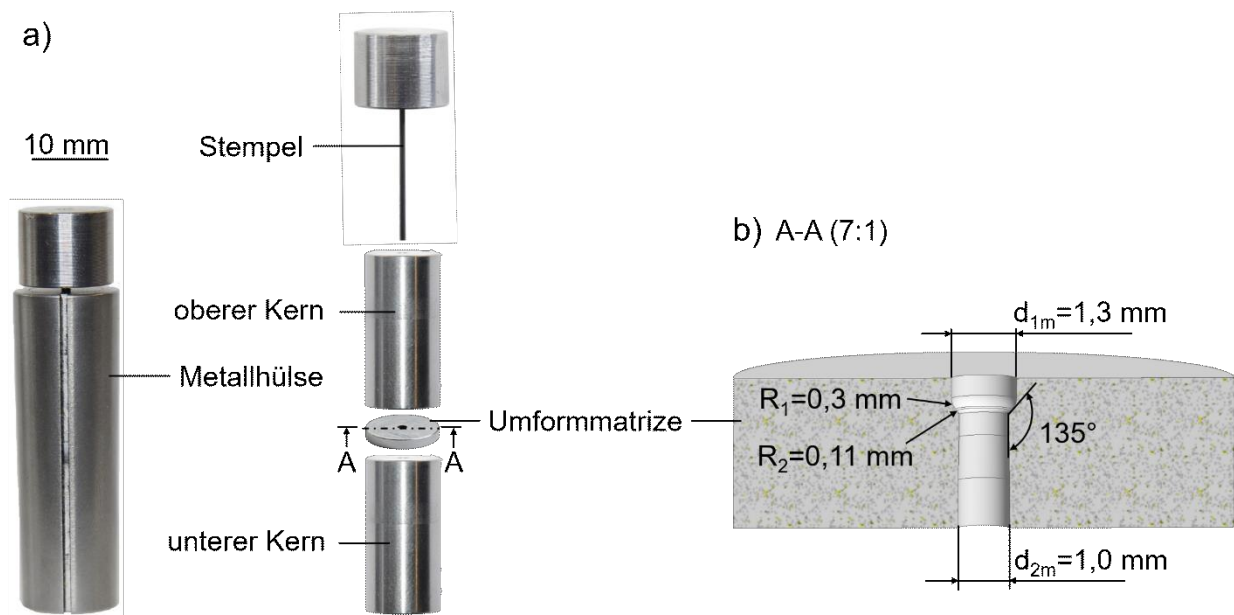


Bild 3.27: Fließpressvorrichtung mit geschlossener Matrize: a) Zusammenbau; b) Umformmatrize (CAD).

Schematisch ist der Prozess in Bild 3.28 (a) dargestellt. Die konditionierten Proben wurden mit dem Stempel unter konstanter Geschwindigkeit von $0,1$ mm/s gepresst. Dabei wurde stets (absolut gesehen und unabhängig von der Halbzeuggröße) ein Weg von $2,0$ mm verfahren. Mit einem Auswerferstift wurde das fertige Bauteil aus der Umformmatrize entnommen. Die Prozessdurchführung wurde ebenfalls mit Hilfe einer 4-Säulenpresse realisiert.

Um die polygonale Geometrie und etwaige geringe Durchmesserschwankungen bei den Proben nach dem Rundkneten zu berücksichtigen, wurde bei der Charakterisierung des Fließpressens die Umformkraft auf den Querschnittskoeffizienten der jeweiligen Probe bezogen, siehe Bild 3.28 (b). Dieser Koeffizient wird als Verhältnis zwischen der berechneten Querschnittsfläche A

und einer Fläche von 1 mm^2 ermittelt. Bei polygonalen Geometrien kann die Querschnittsfläche A auf diese Weise anhand des Radius R des Umkreises und zusätzlich zur Validierung durch die Bildbearbeitung bestimmt werden. Bei mehreren Proben einer Versuchsreihe wird eine tatsächlich gemessene Kurve ausgewählt, die von dem mittleren Verlauf am geringsten abweicht. Dieser repräsentative Verlauf wird mit der Methode der kleinsten Quadrate ermittelt (schwarze Linie, Bild 3.28 (b)).

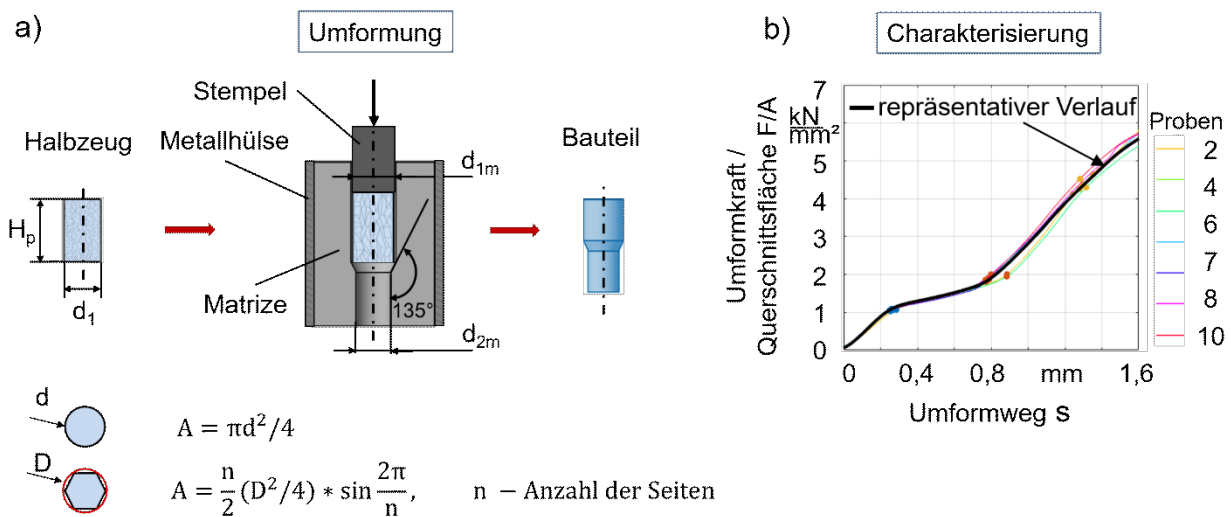


Bild 3.28: Schematische Darstellung des Fließpressens, nach [Ish17b].

3.4 Analyseverfahren

3.4.1 Werkstückcharakterisierung

Bei der Analyse der Halbzeuge gilt allgemein, dass mindestens 10 Proben von jeder Versuchsreihe rundgeknetet werden, bei denen der Enddurchmesser entlang der gesamten Länge gemessen und davon ein Mittelwert gebildet wird. Die Höhe der Polygone wird mittels einer Bügelmessschraube (DIN 863) mit einem Skalenwert von $0,01 \text{ mm}$ gemessen. Drei Halbzeuge jeder Versuchsreihe werden bezüglich der Oberflächenrauheit untersucht und ebenso ein Mittelwert zu jeder Versuchsreihe berechnet. Bei den Rundheitsmessungen werden die Halbzeuge an fünf unterschiedlichen Stellen gemessen und die Mittelwerte für jedes Halbzeug getrennt gezeigt. Bei der Darstellung der Zylindrizität der Halbzeuge, werden ebenfalls drei Proben von jeder Versuchsreihe untersucht und getrennt gezeigt.

Geometrische Merkmale

Alle rundgekneteten Halbzeuge werden im Anschluss einer Rundheits- und Zylindrizitätsmessung mit einem Taylor-Hobson Rundheitsmessgerät vom Typ Talyrond 252 unterzogen. Um eine Durchbiegung des labilen Werkstückes ($d_1 < 1,3 \text{ mm}$) zu vermeiden, wird das Werkstück mit Hilfe von sechs Spannbacken an einem Drehtisch so fixiert, dass der Messpunkt sich 10 mm oberhalb

des Drehtisches befindet, siehe Bild 3.29 (a). Der Messtaster erlaubt eine Zustellung in radialer Richtung, wobei der Messbereich auf maximal 0,2 mm begrenzt ist. Die Auflösung ist dabei auf 1 μm limitiert. Die aufgenommenen Daten werden mit Hilfe der Software „ultra Version 4.2.16“ analysiert und zunächst ein Referenzkreis ermittelt, wobei die Summe der Profilabweichungsquadrate minimal ist. Davon ausgehend werden jeweils ein Pferch- und ein Hüllkreis dazu konzentrisch ausgebildet. Diese stellen die Abweichungen nach Innen (Pferchkreis) und nach Außen (Hüllkreis) dar, siehe Bild 3.29 (b). Die maximale Rundheitsabweichung RONt wird schließlich aus der Summe beider Abweichungen in Bezug auf den Referenzkreis gebildet.

Für die Ermittlung der Zylindrizität werden insgesamt fünf Messungen in einem Abstand von 3 mm, d. h. in fünf unterschiedlichen Höhen, durchgeführt, um die finalen Messdaten zu erhalten, siehe Bild 3.29 (a). Als Startpunkt wurde, wie bereits erwähnt, der markierte Punkt ca. 10 mm oberhalb des Drehtisches gewählt. Der erste und der letzte Messpunkt wurden entsprechend der unterschiedlichen Höhen für das Zentrieren und Nivellieren des eingespannten Werkstückes herangezogen. Die Einzelmessungen ergeben in ihrer Gesamtheit einen Zylinder, siehe Bild 3.29 (c). Um dem gesetzten Ziel – der Auswertung der Zylindrizitätsabweichung – gerecht zu werden, wird im weiteren Verlauf lediglich der Bezug zum „CYLT“-Wert hergestellt, da dieser die Zylindrizitätsabweichung von „Spitze-zu-Tal“ verkörpert. Der Referenzkreis (Least Square Circle) [Pfe10] fungiert dabei als Referenztyp. Der „Gaußfilter“ wird eingestellt im Bereich Filtertyp und der Filterbereich festgesetzt zwischen 1 - 500 Wellen pro Umdrehung.

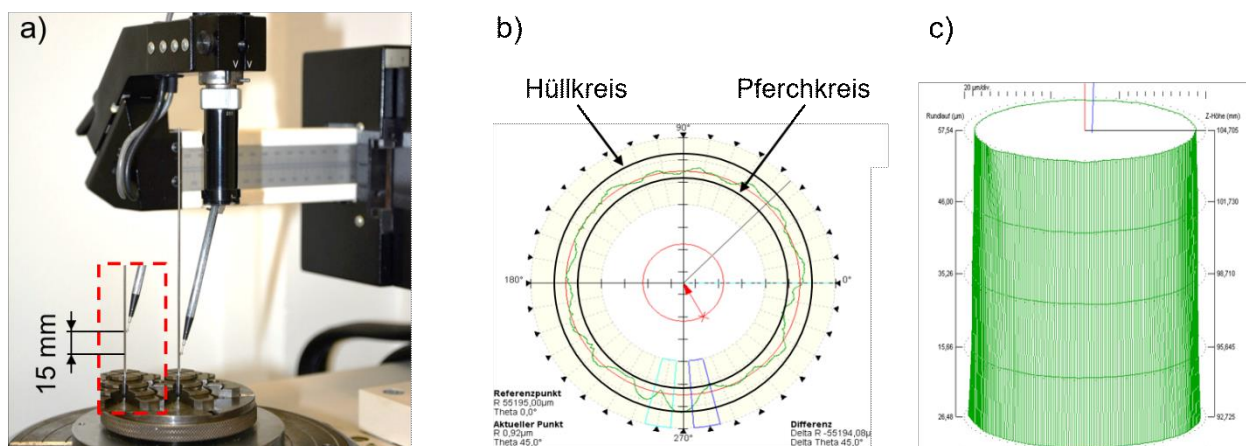


Bild 3.29: Rundheits- und Zylindrizitätsanalyse: a) Messaufbau; b) Kreisdarstellung; c) Zylinderdarstellung.

Die Ermittlung des Durchmessers von umgeformten Werkstücken wird mit Hilfe des LED-Mikrometers AM-ODS-5 der Firma ALLSENS Messtechnik durchgeführt, siehe Bild 3.30. Eine optische Messvorrichtung zur Charakterisierung der geometrischen Merkmale von rotationssymmetrischen Mikrobautteilen wurde ausführlich in [Mou18b] beschrieben. Der Linienscanner basiert dabei auf dem Funktionsprinzip der Lichtabschattung. Zur Werkstückvermessung wird der optische Sensor axial zum Werkstück verfahren und der Durchmesser inkrementell erfasst. Für eine laterale Sensorbewegung entlang des eingespannten

Bauteils sorgt eine präzise Antriebsachse des Herstellers PI. Die Rotation des Werkstückes erfolgt, indem ein Schrittmotor über einen Zahnriemen an beiden Seiten des Werkstückes eine Drehbewegung initiiert. Das Messgerät wird so eingestellt, dass alle 5 mm entlang des Werkstückes, jeweils drei Messungen in den Rotationslagen 0° , 60° und 120° der z-Achse und mit einer Messgenauigkeit von $0,7 \mu\text{m}$ der Durchmesser bestimmt wird. Die maximale Messstrecke beträgt 99 mm. Ist das zu vermessende Bauteil allerdings länger, so muss das Werkstück entsprechend manuell vorgeschoben werden.

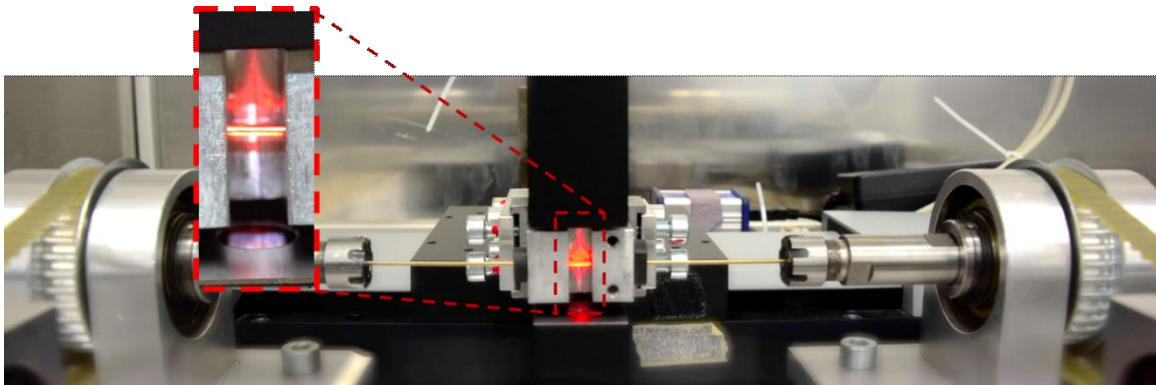


Bild 3.30: LED-Mikrometer.

Oberflächenrauheit

Die Rauheit von Werkstücken wird mittels „3D-Laserscannmikroskop VK-X160K/X200K“ ermittelt. Mit Hilfe der mitgelieferten Software „VK-Analyse-Modul“ wird die Flächenrauheit S_a ermittelt. Mit derselben Software wird auch die Rauheitsmessung mit der Funktion „Oberflächenbeschaffenheit nach ISO25178“ durchgeführt. Die zu untersuchende Fläche für beide Messungen wird auf $1850 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ eingestellt. Von den zur Verfügung stehenden Filtern wurde „S-L Oberfläche“ gewählt, wobei als zusätzlicher Filter der Gaußfilter verwendet wurde. Die Höhe des S- und L- Filters wurde maßgeblich durch die Wahl des Objektivs bei der Bildaufnahme bestimmt. Bei einer Bildaufnahme mit einem 20x-Objektiv ist somit der S- Filter auf $2 \mu\text{m}$ und der L- Filter auf $0,8 \text{ mm}$ gesetzt worden.

3.4.2 Werkstoffcharakterisierung

Mechanische Eigenschaften

Für Zugversuche wird eine Zugprüfmaschine vom Typ Instron ElectroPuls 1000 eingesetzt. Die Norm DIN EN 10002 Teil 1 besagt, dass runde Proben mit einem Durchmesser unterhalb von 4 mm der Maschine auch unbearbeitet zugeführt werden können. Das Taillieren der Zugproben zur Definition der Bruchstelle konnte daher entfallen. Zum Spannen der Proben, die einen Durchmesser in der Größenordnung unter 1 mm besitzen, diente ein eigens dafür entwickelter Keil-Probenhalter [Köh17]. Der vorbereitende Schritt für den Zugversuch bestand darin, diejenigen Bauteilbereiche zu identifizieren, die von Interesse sind und dem Zuschnitt auf die

gewünschte Länge. Auf der zugeschnittenen Probe sind zwei weiße Markierungen im Durchmesser von 1 mm und einem Abstand von ca. 20 mm angebracht worden. Diese wurden während des Zugversuches mit Hilfe eines Videoextensometers optisch erfasst, um daraus die Dehnung der Probe abzuleiten. Die Zugversuche wurden bei Raumtemperatur und einer nominellen Dehnrates von $6 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ durchgeführt.

Die Bestimmung der Martenshärte unter Prüfkraft erfolgte gemäß DIN EN ISO 14577. Jede eingebettete Probe wurde am mechanisch polierten Quer- und Längsschnitt mit dem Mikrohärteprüfgerät FISCHERSCOPE H100C XYp mit dem Vickers-Eindringkörper getestet [Sei12]. Für den Querschliff lagen die ermittelten Linien mit den Messpunkten senkrecht zueinander, siehe Bild 3.31. Der Längsschnitt wurde auf einer rechteckigen Fläche mit einer Ausdehnung von 2,0 mm x 1,2 mm mit zehn Linien entlang der x-Koordinatenrichtung und zehn Messpunkten entlang der z-Richtung untersucht. Die Eindringkraft betrug 10 mN und die Dauer der Eindring-, Halte- und Eindringkörperauszugsphase betrug jeweils 10 Sekunden pro Messung.

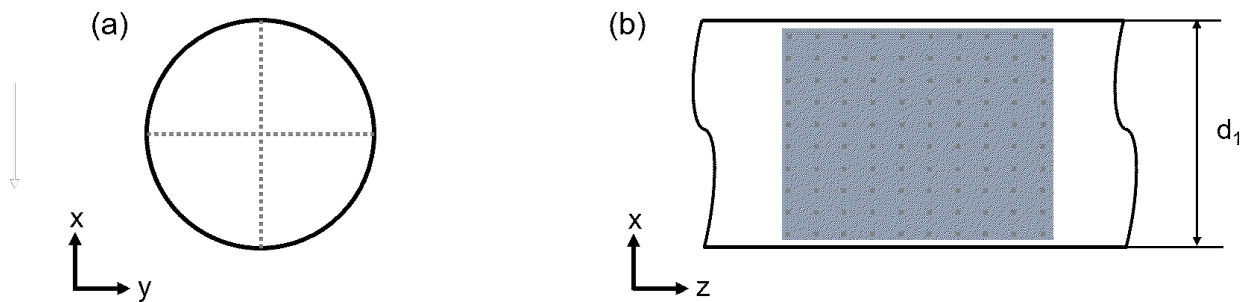


Bild 3.31: Punkte der Härtemessungen: a) Querschnitt; b) Längsschnitt.

Der verformungsinduzierte oberflächennahe Martensit wird mit einer magnetischen Induktionsmethode indirekt mit dem FERITSCOPE FMP30 gemessen [Kuh15]. Diese Messung ist dem Umstand zu verdanken, dass bei austenitischen Stählen der Martensitgehalt äquivalent ist zu seinem Ferritgehalt [Tal04]. Vor der Messung wird das Gerät mit Kalibrierplättchen %Fe-WRC 0,3/10 und 10/80 kalibriert. Aufgrund der Messmethode wird induktiv in das Bauteilinnere gemessen. Das Messergebnis ist dabei stark abhängig vom Durchmesser der Probe. Um daher eine Vergleichsgröße für magnetische Induktionsmessungen der Proben zu generieren, die für unterschiedliche Probendurchmesser gültig ist, wird wie in Gleichung 3.19 der gemessene Martensitgehalt auf den Probendurchmesser bezogen.

$$M_{rel} = \frac{\% \text{ Martensit}}{d_1} \quad (3.19)$$

Gefügeuntersuchung

Für experimentelle Untersuchungen werden Werkstücke aus nichtrostendem austenitischem Stahl X5CrNi18-10 (1.4301) je nach vorliegender Fragestellung entweder mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 2,7$ mm oder $d_0 = 1,5$ mm bearbeitet. Die chemische Zusammensetzung dieses Werkstoffes für beide Chargen ist Tabelle 1 zu entnehmen. Für ausgewählte Untersuchungen ist Reinkupfer E-Cu58 (2.0065) zum Einsatz gekommen.

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung des verwendeten Stahls X5CrNi18-10 (1.4301) nach DIN EN 10088-3 und einer Schmelzanalyse des Herstellers.

		C	Si	Mn	P	Cr	Ni
Ma.-%	DIN EN 10088-3	≤ 0.07	≤ 1.0	≤ 2.0	≤ 0.045	17.5 – 19.5	8.0 – 10.5
	Schmelzanalyse $d_0=1,5$ mm	0.02	0.39	1.6	0.038	18.1	8.08
	Schmelzanalyse $d_0=2,7$ mm	0.018	0.50	1.00	0.027	18.19	10.44

Durch den mehrdimensionalen Werkstofffluss entstandenes Gefüge wie z. B. nach dem exzentrischen Rundkneten stellt eine besondere Herausforderung für Untersuchungen dar. Es stellt sich die Frage, ob die durch das Rundkneten gebildete innere Struktur nach dem Rekristallisationsglühen noch erhalten bleibt und wieweit die Korngrenzen nach dem Rekristallisationsglühen erkennbar werden. Ein homogenes Gefüge wird erzielt durch den Abbau der Kaltverfestigungen, wobei die ausgeschiedenen Bestandteile in Mischkristallen gelöst werden. Dabei wird sichtbar, ob der Zusammenhalt der Struktur vorhanden ist, da während der Wärmebehandlung Spannungen abgebaut und Risse besser sichtbar werden. Für einige ausgesuchte Werkstücke erfolgt nach dem Rundkneten das Spannungsarm- bzw. Rekristallisationsglühen in einem Vakuumofen vom Typ VKNQ. Im Anschluss an eine Wärmebehandlung werden die Werkstücke im Ofen langsam bis auf Raumtemperatur abgekühlt. Die Korngrößenanalyse vor und nach dem Rundknetvorgang, sowie nach dem Fließpressen wurde metallographisch in Form eines Schlibbildes unter Zuhilfenahme eines Lichtmikroskops untersucht. Zu diesem Zweck wurden konditionierte Halbzeuge sowie die fließgepressten Bauteile in eine Polymermatrix eingebettet und in einer 60 % wässrigen Salpetersäure-Lösung bei einer Spannung von 1,5 V für die Dauer von 25 s elektrolytisch angeätzt. Auf Schlibbildern konnten damit die Korngrößen ermittelt und auf Veränderung ihrer Geometrie hin untersucht und bewertet werden. Für die Ermittlung der mittleren Korngröße an metallographischen Schlibbildern stehen verschiedene Analyseverfahren zur Verfügung. In dieser Arbeit wurde nach DIN ISO 643 ein Linienschnittverfahren gewählt. Es wurde pro Schlibbild ein Gitter im Randbereich und eines im mittleren Bereich mit jeweils drei horizontalen und fünf vertikalen Messlinien hineingelegt,

siehe Bild 3.32, sodass die Korngrößen in axialer und radialer Richtung ermittelt werden konnten. Mittels bekannter Linienlänge und Vergrößerung des Schlibbildes, kann durch Auszählen bestimmt werden, wie viele Korngrenzen innerhalb einer Messlinie diese schneiden und somit die mittlere Korngröße errechnet werden. Im Längsschliff ist die vollständige Länge gestreckter Körner nicht unbedingt ersichtlich, wenn diese in Bezug auf die Schnittebene verdreht sind, was allerdings in weiteren Analysen unberücksichtigt bleibt.

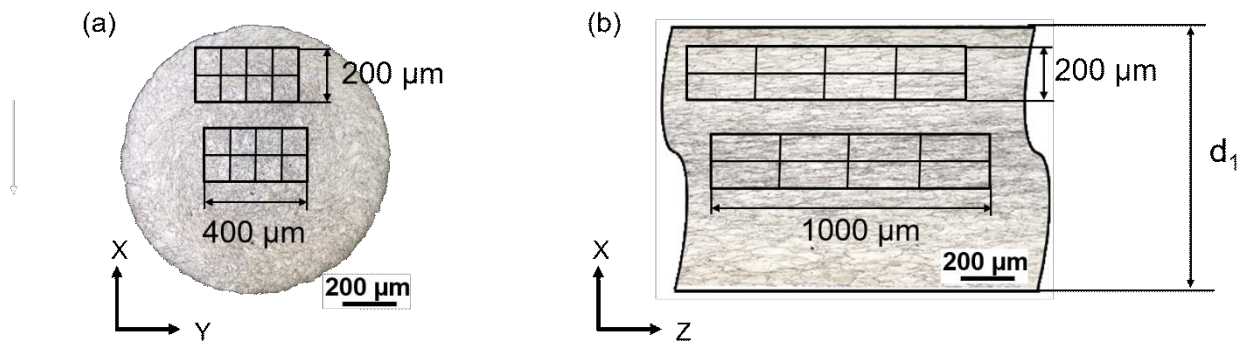


Bild 3.32: Korngrößenbestimmung durch Linienschnittverfahren: a) Querschnitt; b) Längsschnitt.

Die Methode ist gut geeignet für Schliffe mit sehr gut erkennbaren Korngrenzen. Bei einem sehr feinen Gefüge sind die Körner mit optischer Mikroskopie schlecht unterscheidbar [Ish17a]. daher wurde eine zusätzliche Gefügeanalyse mit einer Ionenstrahl-Ausdünnungsmethode durchgeführt. Diese Methode wird zur Vorbereitung von Proben für die Untersuchung der feinen und atomaren Kristallstruktur verwendet. Ionisches Ätzen ist die perfekte und effektivste Methode, um dünne Scheiben zu erhalten, ohne dabei die innere Struktur des Probestücks zu beschädigen oder gar zu verändern. Darüber hinaus ermöglicht das Ionensätzen (Ausdünnen) im Gegensatz zur elektrolytischen Methode eine sehr genaue Lokalisation des Schnitt- und Ausdünnungsbereiches der Probe. Dies ist sehr wichtig, wenn die Struktur in verschiedenen Bereichen einer festen Probe unterschiedlich ist.

Die gesamte notwendige Arbeit in Hinsicht auf Probenvorbereitung für die hochauflösende Transmissionselektronenmikroskopie wurde im Rahmen einer Zusammenarbeit mit dem Core Facilities Laboratorium an der Nazarbaev Universität (Kasachstan) durchgeführt. Der Ionenschneider wird dazu verwendet, um einen Teil der Probe auf eine TEM-Dicke von weniger als 100 nm zu verdünnen. Hier wird eine 2,8 mm lange, 0,5 mm breite und 0,1 mm dicke Platte durch einen schwingenden Ionenstrahl einer lokalen Ausdünnung unterzogen, siehe Bild 3.33.

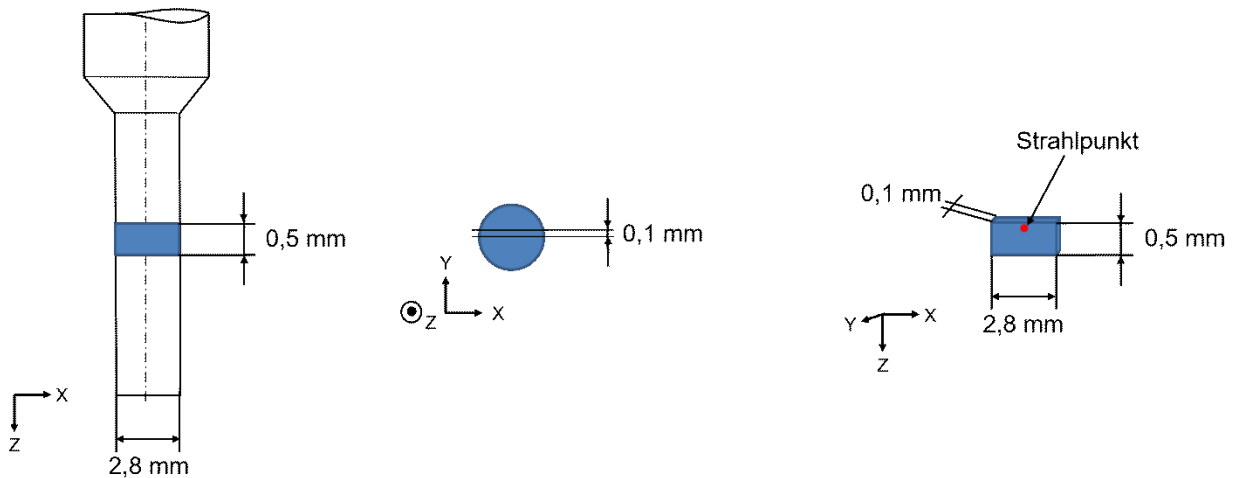


Bild 3.33: Schematische Darstellung der Probenvorbereitung für die Materialausdünnung

Sobald die Probe ausgeschnitten ist, wird diese in den Maschinenhalter des Ionenschneiders EM-09100IS (JEOL, Japan) gelegt und dabei mit einem speziellen herausnehmbaren Mikroskop genau positioniert. Sobald die Ausrichtung stimmt, wird der Ätzprozess gestartet. Bei der Methode wird die Ionenstrahlschädigung der Probe deutlich reduziert [Jeo20]. Der Ausdünnungsprozess wird durch das Bild der CCD-Kamera gesteuert und von einem Computer kontrolliert, siehe Bild 3.34 (a). Mit einem niederenergetischen Ar-Ionenstrahl wird eine Öffnung in die Probe eingebracht (Bild 3.34 (b)) und anschließend der Rand endgültig ausgedünnt, Bild 3.34 (c).

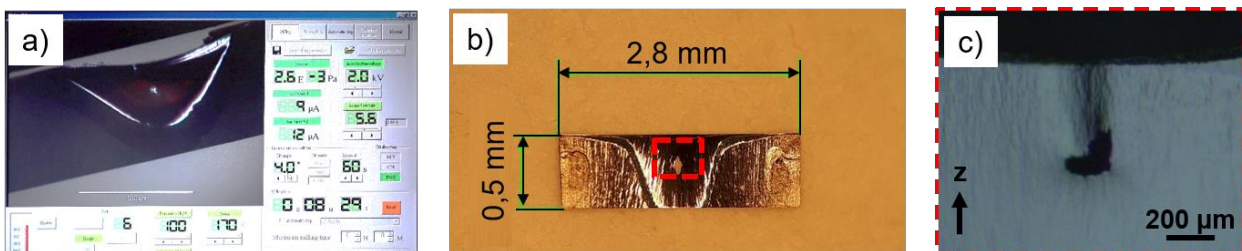


Bild 3.34: Proben-Ionenausdünnung mit einem Ionenschneider vom Typ EM-09100IS (a) Kontrolle des Ausdünnungsprozesses; b) Probe nach dem Ar-Ionenstrahl; (c) Probe mit ausgestrahlter Öffnung (Quelle: Arbutz, A.; Core Facilities; Nazarbaev Universität).

Nach einer vorherigen Probenpräparation wird diese mittels hochauflösender Transmissionselektronenmikroskopie analysiert. Zu diesem Zweck wird ein Mikroskop des Typs JEM-1400Plus (JEOL, Japan) im Verbund mit einer Kamera OneView (Gatan, USA) verwendet, das selbst aus dunklen Bereichen eine erhöhte Helligkeit, Schärfe und mehr Kontrast bei den Aufnahmen ermöglicht. Die Studie wird durchgeführt bei einer Beschleunigungsspannung von 120 kV im Vergrößerungsbereich von 10000x - 60000x. Für folgende Analysen werden alle Schliffbilder in Bearbeitungsrichtung des Werkstückes aufgenommen.

4 Ergebnisse und Diskussion

Experimentelle Untersuchungen sollen der Fragestellung auf den Grund gehen, in wie weit sich Werkstücke durch den Einfluss neu entwickelter Rundknetmethoden (Modifikationen durch Werkzeuggeometrie und Prozesskinematik) konditionieren lassen. Die angesetzten Methoden wurden mittels FEM-Simulationen unterstützt. Wie in Kapitel 3.1 beschrieben, wurden Werkstücke durch den Ansatz unterschiedlicher Modifikationen konditioniert. Analysiert werden daher in erster Linie die geometrischen Eigenschaften (Durchmesser, Rundheit und Zylindrizität), sowie die Oberflächen-Topologie wie die Rauheit des konditionierten Halbzeugs. Weiterhin wird die Gefügeumwandlung nach dem Rundkneten für das weitere Umformen berücksichtigt und als wichtiger Punkt betrachtet. Ebenso wird der Einfluss einer Zwischenwärmebehandlung beim mehrstufigen Rundkneten als ein weiterer bedeutender Aspekt diskutiert. Bei der neuen Methode „Gewindekneten“ wird die Auswirkung modularer Werkzeuge zum Visualisieren des Werkstoffflusses konditionierter Halbzeuge unter einander verglichen. Unter anderem wird in diesem Kapitel die Prozesskette „Rundkneten-Fließpressen“ analysiert, die zur Charakterisierung der Umformeigenschaften von konditionierten Halbzeugen mittels Rundkneten dient.

4.1 Konditionierte Halbzeuge

4.1.1 Einstellung des Durchmessers

Als Vorbereitung für weitere Umformschritte soll vorab die Möglichkeit, die Genauigkeit und die Reproduzierbarkeit zum Erreichen des erforderlichen Durchmessers des Halbzeuges untersucht werden. D. h. vom besonderen Interesse sind Durchmesser- und Radialkraftentwicklung für den Fall, wenn Werkzeuge nicht mehr komplett schließen. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden Werkstücke aus Edelstahl 1.4301 mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 2,7$ mm und einer Initiaillänge $l_0 = 44$ mm beim konstanten Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6$ μm ($v_f = 2$ mm/s) und einem nicht rotierenden Werkstück, d. h. mit einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 49,86^\circ$ (weiter $\Delta\phi = 50^\circ$) rundgeknetet. Pro Variation eines Parameters wurden fünf Werkstücke umgeformt. Die Auswahl des Prozessfensters wurde durch die maximale radiale Zustellung der Werkzeuge (untere Grenze) und Maximalwert des Durchmessers d_1 kleiner als $d_{1max} = 1,6$ mm für die Untersuchungen des Werkstoffflusses (obere Grenze) bestimmt.

Konstruktionsbedingt bilden Rundwerkzeuge einen Inkreis mit einem nominalen Durchmesser von $d_{nom} = 1,1$ mm. Experimentelle Ergebnisse zeigen, dass bei maximaler radialer Zustellung der Werkzeuge dieser Wert ebenfalls $d_1 = 1,10$ mm beträgt. Bild 4.1 zeigt die Abhängigkeit des Enddurchmessers d_1 von der resultierenden radialen Öffnung der Werkzeuge X_{RZ}' . Bei mehreren umgeformten Werkstücken von einer Versuchsreihe sind die Ergebnisse entsprechend gemittelt und die Streuung s_d berechnet. Bis auf den ersten Wert, d. h. bei komplett geschlossenen Werkzeugen $X_{RZ}' = 0$ mm wobei die Streuung $s_{d1} = 0,03$ mm ausmacht, zeigen die Ergebnisse einen noch geringeren Wert von $s_{d1} = 0,01$ mm. Für das ausgewählte Prozessfenster deutet dies

bei den produzierten Halbzeugen in Bezug auf den Durchmesser auf eine hohe Genauigkeit und Wiederholbarkeit nach dem Rundkneten.

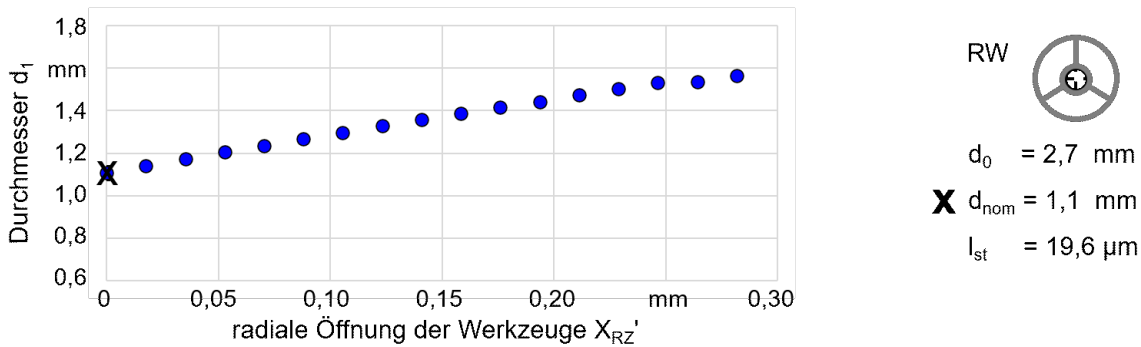


Bild 4.1: Durchmesserentwicklung bei der radialen Öffnung der Rundknetwerkzeuge beim Rundkneten von Werkstücken aus 1.4301 mit Rundwerkzeugen (RW).

Bild 4.2 (a) zeigt den Enddurchmesser d_1 entlang des rundgekneteten Halbzeuges für zwei Varianten: obere und untere Grenze des Prozessfensters. Durch die Volumenkonstanz werden Halbzeuge mit einem größeren Enddurchmesser bei identischer Initiallänge l_0 entsprechend kürzer. Bei einer maximalen radialen Zustellung der Werkzeuge $X_{RZ}' = 0$ mm, zeigt der Durchmesser einen geringeren Wert an der Spitze des Halbzeuges (erste 20 mm) und folgt weiterhin einem stabilen Verlauf bis zum Schulterbereich. Für die obere Grenze des Prozessfensters gilt ebenso die Stabilität beim Durchmessererlauf entlang des umgeformten Halbzeuges.

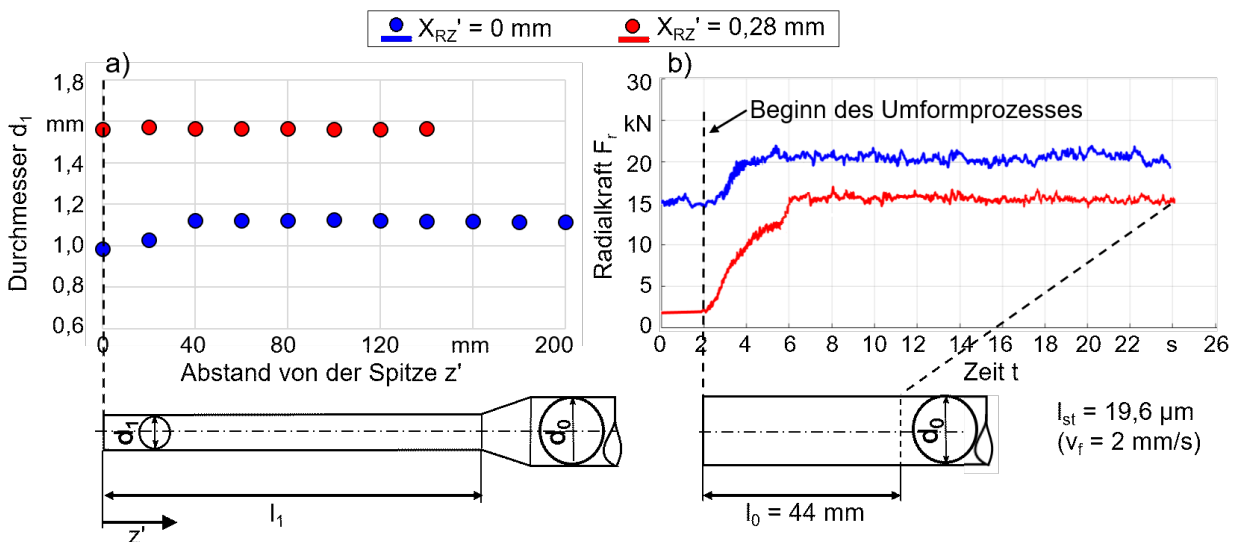


Bild 4.2: Einfluss der radialen Zustellung der Werkzeuge auf a) Durchmesser d_1 entlang des Halbzeuges und b) Radialkraftverlauf F_r während des Prozesses beim Rundkneten von Werkstücken aus 1.4301 unter Verwendung von Rundwerkzeugen.

Die messtechnisch ermittelte Radialkraft ist eine Überlagerung von Impulsen, die bei jedem Schlag der einzelnen Werkzeuge induziert werden. In Bild 4.2 (b) sind Hüllkurven der Radialkraftverläufe in Abhängigkeit der Bearbeitungszeit t dargestellt. In den ersten zwei Sekunden findet noch kein Umformprozess statt. Bei maximaler radialer Zustellung $X_{RZ}' = 0$ mm, befinden sich die Werkzeuge unter Vorlast der geschlossenen Werkzeuge und die Radialkraft besitzt einen Wert von $F_r = 15$ kN im Leerlauf (blaue Linie). Weiterhin steigt die Radialkraft bei der Bearbeitung für $X_{RZ}' = 0$ mm auf 20 kN, d. h., dass ähnlich wie bei der Erhöhung des Vorschubes pro Schlag l_{st} , die Radialkräfte höher ausfallen als die Schließkraft, bleiben allerdings weiterhin bis Ende des Prozesses konstant bestehen. Die Erhöhung der Kräfte am Anfang des Umformprozesses kann durch einen hohen Initialdurchmesser d_0 erklärt werden und der weitere konstante Verlauf durch den niedrigeren Vorschub pro Schlag l_{st} . Für die obere Grenze des Prozessfensters ($X_{RZ}' = 0,28$ mm) sind die Werkzeuge im Leerlauf nicht mehr vorbelastet, d. h. die Kräfte im Leerlauf liegen deutlich unter den bei der Umformung auftretenden Werkzeugkräften. Die rote Linie deutet tatsächlich im Leerlauf auf sehr niedrige Werte der Radialkraft hin, welche zu Beginn des Umformprozesses ansteigen und den Beginn des Prozesses im Spitzenbereich des Werkstückes widerspiegeln bis die Kalibrierzone komplett gefüllt wird. Weiterhin bleibt der Radialkraftverlauf, wie auch bei der unteren Grenze des Prozessfensters, konstant bei einem Wert von $F_r = 15$ kN.

Der nominale Durchmesser der Flachwerkzeuge besitzt den Wert $d_{nom} = 0,58$ mm. Experimente zeigten, dass bei einer Reduzierung des Durchmessers ab einem bestimmten Wert der radialen Zustellung die Qualität des Halbzeuges leidet. Bei weiterer Zustellung der Werkzeuge brach das Werkstück und die Bearbeitung des Werkstückes mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 2,7$ mm und einer maximalen radialen Zustellung der Werkzeuge $X_{RZ}' = 0$ mm war somit nicht möglich. Allerdings konnten diese Versuche bei einem Werkstück mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 1,5$ mm realisiert werden. Bild 4.3 gibt das Prozessfenster wieder für die beiden Versuchsreihen mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 1,5$ mm und $d_0 = 2,7$ mm.

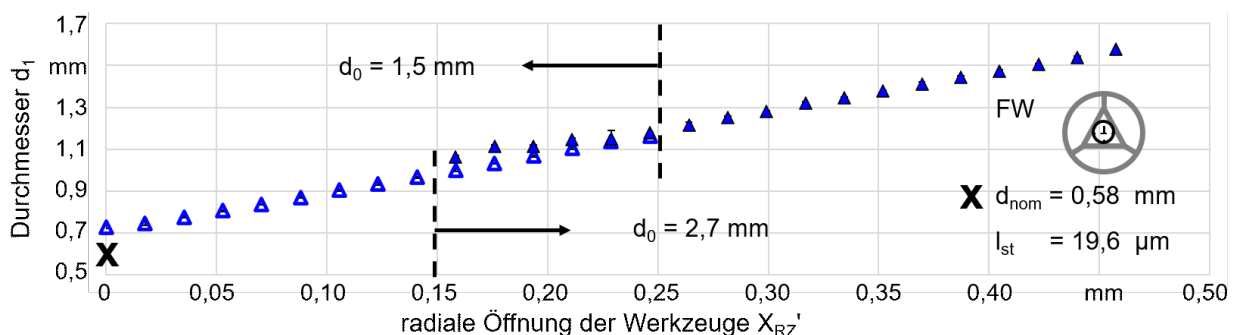


Bild 4.3: Durchmesserentwicklung der radialen Öffnung von Rundknetwerkzeugen beim Rundkneten von Werkstücken aus 1.4301 mit Flachwerkzeugen (FW).

Der minimal erreichbare Durchmesser bei einem Initialdurchmesser des Werkstückes von $d_0 = 1,5$ mm und einer maximalen radialen Zustellung der Werkzeuge beträgt $d_1 = 0,73$ mm, was deutlich größer ist als der nominale Durchmesser von $d_{nom} = 0,58$ mm. Dafür könnten mehrere

Ursachen in Frage kommen. Die naheliegendste Erklärung für diesen Sachverhalt kann in der Geometrie der geschlossenen Werkzeuge ausgemacht werden. Beim Schließen bilden die Flachwerkzeuge ein Dreieck, das eine größere Querfläche besitzt als der gebildete Inkreis. Dies bedeutet, dass der Werkstoff in einen Freiraum fließen kann. Weiterhin könnte durch den mehrfachen Einsatz, zusätzlich ein abrasiver Verschleiß an den Werkzeugen aus pulvermetallurgischem Stahl PM23 (1.3344) bei der Bearbeitung von Werkstücken aus Edelstahl (1.4301) eine Rolle spielen. Diese Hypothese hat sich allerdings bei einer detaillierten Untersuchung der Werkzeuge nicht bestätigt. Bei einer Öffnung der Keile nimmt der Enddurchmesser d_1 für Halbzeuge aus dem Werkstück mit $d_0 = 1,5$ mm kontinuierlich zu. Die maximale Streuung liegt dabei bei einem Wert von $s_{d1} = 0,01$ mm. Weiterhin steigt der Durchmesser rundgekneteter Halbzeuge beim Werkstück mit $d_0 = 2,7$ mm kontinuierlich bis zur oberen Grenze des Prozessfensters an. Bei dieser Versuchsreihe fällt die Streuung höher aus, überschreitet jedoch nicht die Grenze von $s_{d1} = 0,03$ mm. Im Übergangsbereich von $X_{RZ}' = 0,18$ bis $X_{RZ}' = 0,25$ werden die Werte für umgeformte Halbzeuge beider Initialdurchmesser gezeigt. Diese verlaufen sehr ähnlich vor allem am Ende des Übergangsbereiches trotz stark unterschiedlicher Initialdurchmesser d_0 .

Bild 4.4 zeigt Durchmesser- und Radialkraftverläufe rundgekneteter Halbzeuge, die mit Hilfe von Flachwerkzeugen bearbeitet wurden. Ähnlich wie bei Rundwerkzeugen, ist auch hier keine ansteigende Tendenz entlang des Halbzeuges für den Durchmesser bzw. während der Bearbeitung für die Radialkraft im Bereich der oberen oder unteren Grenze des Prozessfensters zu beobachten. Das gilt gleichermaßen für Werkstücke mit Initialdurchmesser $d_0 = 1,5$ mm und $d_0 = 2,7$ mm.

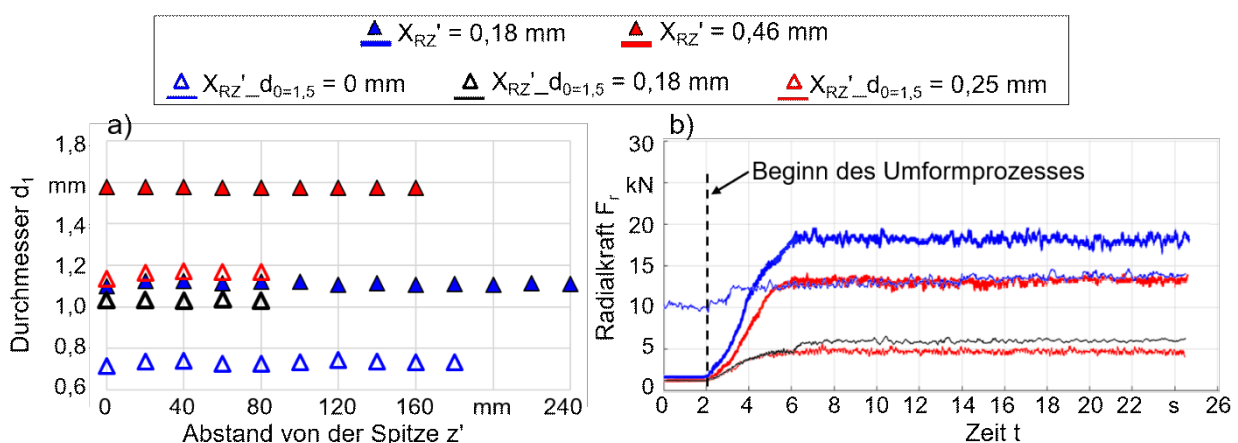


Bild 4.4: Einfluss der radialen Zustellung der Werkzeuge auf a) Durchmesser d_1 entlang des Halbzeuges und b) Radialkraftverlauf F_r während des Prozesses beim Rundkneten von Stahlwerkstücken aus 1.4301 unter Verwendung von Flachwerkzeugen.

Bild 4.4 (a) zeigt eindeutig, dass trotz einer gleichen radialen Zustellung bzw. Öffnung der Werkzeuge von $X_{RZ}' = 0,18$ mm die Werte für den Enddurchmesser d_1 beim Werkstück mit Initialdurchmesser $d_0 = 2,7$ mm höher ausfallen als dies beim Werkstück mit $d_0 = 1,5$ mm der Fall

ist. Ebenso ist ein Unterschied in Bezug auf die beiden Kraftverläufe zu erkennen, bei gleicher Werkzeugöffnung aber unterschiedlichen Initialdurchmessern d_0 , Bild 4.4 (b). Die dickere blaue und die dünnere schwarze Linie zeigen die Bearbeitung der Werkstücke bei gleicher radialer Zustellung $X_{RZ}' = 0,18$ mm. Der Unterschied zwischen diesen zwei Verläufen für zwei unterschiedliche Initialdurchmesser im stabilen Bearbeitungsbereich beträgt $\Delta F_r = 12$ kN. Zum Vergleich beträgt die Differenz zwischen der unteren möglichen Zustellung von $X_{RZ}' = 0,18$ mm und der oberen Grenze von $X_{RZ}' = 0,46$ mm für das Werkstück mit $d_0 = 2,7$ mm lediglich $\Delta F_r = 8$ kN.

Die Durchmesserentwicklung beim Rundkneten unter Einsatz von Doppelflachwerkzeugen wird in Bild 4.5 gezeigt. Die maximale Streuung für Halbzeuge fällt sehr gering aus und liegt bei einem Wert von $s_{d1} = 0,01$ mm. Ähnlich wie bei der Werkstückbearbeitung mit Flachwerkzeugen weist der minimal erreichbare Wert des Enddurchmessers bei einer maximalen radialen Zustellung von $X_{RZ}' = 0$ mm bei Verwendung von Doppelflachwerkzeugen einen größeren Wert von $d_1 = 1,16$ mm auf als der nominale Durchmesser des Werkzeuginkreises $d_{nom} = 1,1$ mm.

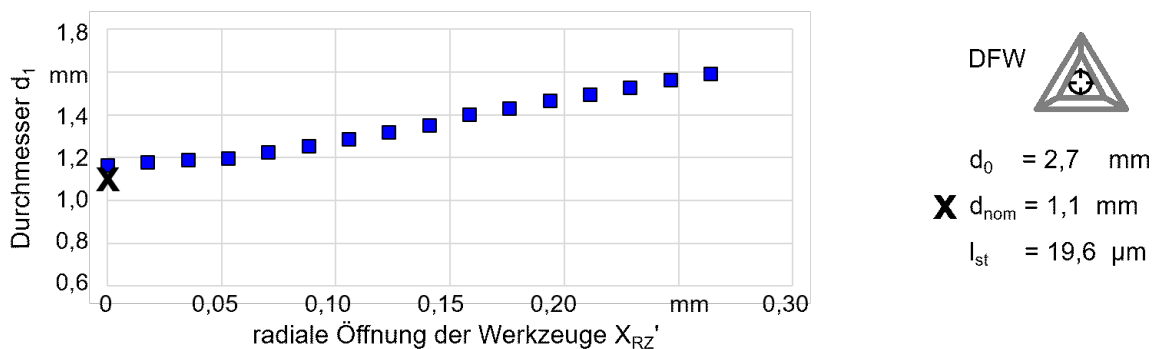


Bild 4.5: Durchmesserentwicklung bei radialer Öffnung der Rundknetwerkzeuge beim Rundkneten von Stahlwerkstücken aus 1.4301 mit Hilfe von Doppelflachwerkzeugen (DFW).

Als weitere Ursache für den größeren Durchmesser kann das nicht vollständige Schließen der Werkzeuge infolge der Überfütterung der Kalibrierzone (Werkstoffwiderstand des Werkstückes gegen das Umformen) in Betracht gezogen werden. Für die Korrektheit dieser Aussage spricht ebenfalls der Verlauf der Radialkraft F_r im Bild 4.6 (b).

Bei der maximalen radialen Zustellung von $X_{RZ}' = 0$ mm ist ein leichter Anstieg der Kurve während der ersten Hälfte des gesamten Prozesses zu beobachten. Bei der zweiten Hälfte des Prozesses verläuft die Radialkraft F_r konstant. Das gilt für alle Versuche bis zu einer radialen Zustellung von $X_{RZ}' = 0,09$ mm (schwarze Linie), wobei nach einem Übergang zwischen dem Leerlauf und dem Anfang der Kalibrierzone die Radialkraft F_r nicht mehr ansteigt. Dabei wird erwartet, dass der Enddurchmesser d_1 entlang der Probe ebenfalls einem geringen Wachstum unterliegt. Dagegen verbleiben die Werte der blauen Messpunkte in Bild 4.6 (a) auf gleichem Niveau. Die Durchmesserentwicklung bei der Umformung mit nicht komplett geschlossenen Werkzeugen zeigt ebenso einen konstanten Verlauf entlang aller mit Doppelflachwerkzeugen rundgekneteten Halbzeugen.

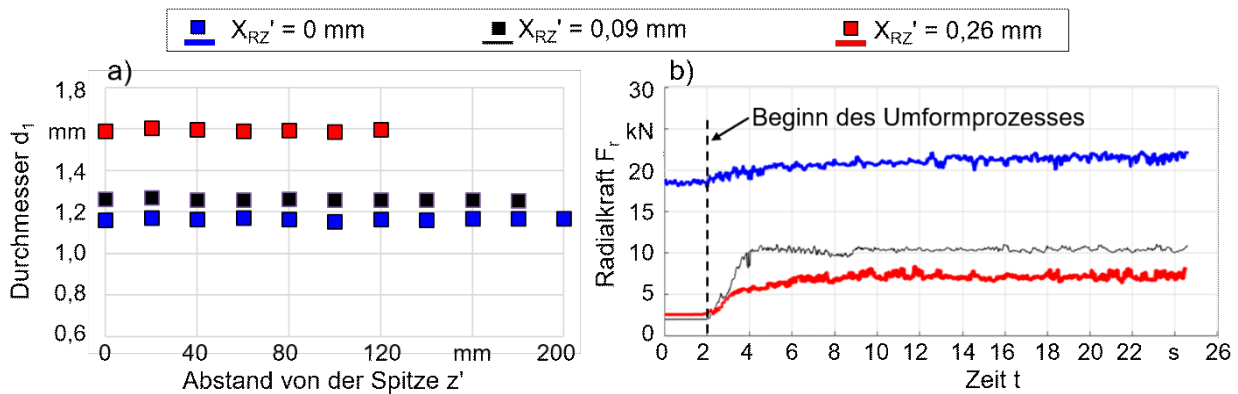


Bild 4.6: Einfluss der radialen Zustellung der Werkzeuge auf a) Durchmesser d_1 entlang des Halbzeuges und b) Radialkraftverlauf F_r während des Prozesses beim Rundkneten von Stahlwerkstücken aus 1.4301 unter Verwendung von Doppelflachwerkzeugen.

Das Rundkneten von Werkstücken mittels exzentrischer Werkzeuge liefert einen linearen Anstieg bei der radialen Öffnung der Werkzeugbacken mit einer maximalen Streuung von $s_{d_1} = 0,01$ mm, siehe Bild 4.7. Ähnlich wie bei den Werkzeugen mit einer ebenen Kalibrierzone weist der Durchmesser bei einer maximalen radialen Werkzeugzustellung von $X_{RZ}' = 0$ mm ($d_1 = 1,25$ mm) einen größeren Wert auf als der berechnete nominale Durchmesser von $d_{nom} = 1,2$ mm.

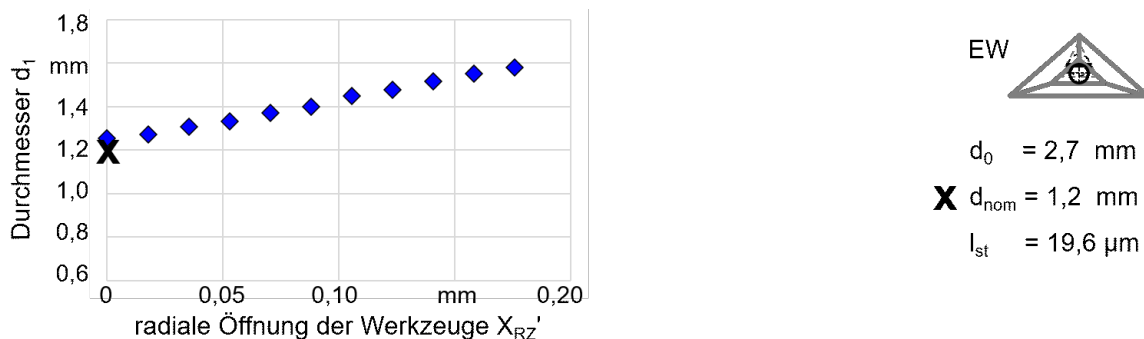


Bild 4.7: Durchmesserentwicklung bei der radialen Öffnung der Rundknetwerkzeuge beim Rundkneten von Werkstücken aus 1.4301 mit exzentrischen Werkzeugen (EW).

Weiterhin bleibt der Durchmesserverlauf d_1 entlang des Halbzeuges bei maximaler Zustellung der Werkzeuge nicht mehr so konstant wie im Bereich der oberen Grenze des Prozessfensters bei einer radialen Öffnung der Werkzeuge von $X_{RZ}' = 1,18$ mm, wo ein gleicher Wert entlang der gesamten Länge des Halbzeuges gemessen werden konnte, siehe Bild 4.8 (a). Die Radialkraftverläufe F_r beider Versuchsreihen verhalten sich nach einer gewissen Zeit konstant, siehe Bild 4.8 (b). Die Erklärung für dieses Verhalten liegt in der Geometrie des rundgekneteten Halbzeuges bzw. im radialen Versatz der Mittellinie beim Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen begründet. Bei $X_{RZ}' = 0$ mm und $l_{st} = 19,6$ μ m/Hub sind die Halbzeuge im Querschnitt nicht mehr rund, sondern weisen eine polygonale Geometrie auf. Bei einer

Zustellung von $X_{RZ}' = 1,18$ mm sind die Halbzeuge hingegen rund. Dieser Effekt wird in Kapitel 4.1.3 eingehender untersucht und erläutert.

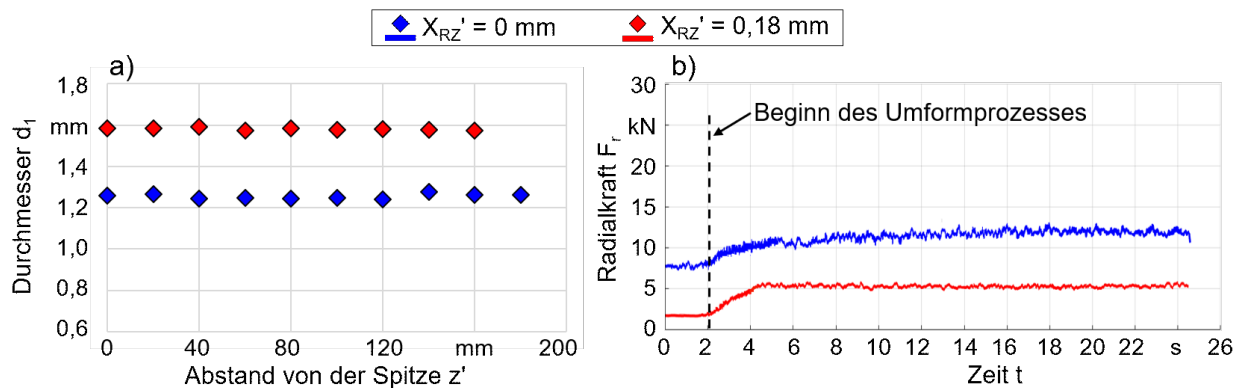


Bild 4.8: Einfluss der radialen Zustellung der Werkzeuge auf a) Durchmesser d_1 entlang des Halbzeuges und b) Radialkraftverlauf F_r während des Prozesses beim Rundkneten von Werkstücken 1.4301 unter Verwendung von exzentrischen Werkzeugen.

Die Ergebnisse der beschriebenen Versuche für das ausgewählte Prozessfenster und alle Werkzeugvarianten zeigen überwiegend einen konstanten Verlauf des Enddurchmessers und ebenfalls eine konstante Ausdehnung des Außenringes der Rundknetmaschine während der Umformung. Die Analyse zeigt, dass die Verwendung der beschriebenen Werkzeuge (Rund-, Flach-, Doppelflach- oder exzentrisch) in Kombination mit einem einstellbaren Keilweg und der daraus resultierenden radialen Werkzeugzustellung X_{RZ} , die Herstellung von Halbzeugen mit einer ausreichenden Genauigkeit bei einem festgelegten Enddurchmesser für weitere Umformschritte erlauben, selbst dann, wenn die Werkzeuge prozessbedingt nicht komplett geschlossen werden können.

4.1.2 Einfluss von Werkzeuggeometrie und Prozesskinematik

Werkzeuge und Vorschub pro Schlag

Das besondere Augenmerk liegt auf dem Durchmesser des rundgekneteten Halbzeuges aus Edelstahl 1.4301 mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 2,7$ mm. Die unterschiedlichen Prozessvariationen sind im Anhang in Tabelle 2, zusammengefasst (Nr. 1 – 12 und Nr. 25 – 31). Die obere Grenze wird durch den Innendurchmesser der Fließpressmatrize ($d_{1m} = 1,3$ mm) begrenzt. Unabhängig von der Werkzeuggeometrie und dem nominalen Durchmesser d_{nom} des Inkreises, wird ein Zieldurchmesser mit $d_1 = 1,28 \pm 0,02$ mm festgelegt. Entsprechend den Ergebnissen aus Kapitel 4.1.1 wurde die radiale Zustellung der Keile individuell in Abhängigkeit vom verwendeten Werkzeugtyp eingestellt. Der resultierende Durchmesser d_1 und die Flächenrauheit der rundgekneteten Halbzeuge sind in Bild 4.9 dargestellt. Die Analyse zeigt auf, dass der Mittelwert von allen verwendeten Werkzeugen im Rahmen der benötigten Toleranzen liegt, wohingegen die Streuung s_{d_1} bei Doppelflachwerkzeugen überaus hoch ausfällt. Bei Verwendung von Flachwerkzeugen und Doppelflachwerkzeugen wächst die Oberflächenrauheit

im Vergleich zu den konventionell gekneteten Werkstücken, bei denen nicht nur die Oberflächenrauheit den geringsten Wert besitzt, sondern auch eine minimale Streuung bietet. Im Initialzustand konnte ein Wert von $Sa = 0,92 \pm 0,16 \mu\text{m}$ ermittelt werden, daher tendierten durch Rundwerkzeuge umgeformte Werkstücke zu glatteren Oberflächen. Dagegen förderten Flach- bzw. Doppelflachwerkzeuge die Bildung von Mikrotaschen auf der Probenoberfläche.

Zusätzlich wurde bei den Werkzeugvarianten Rund- und Flachwerkzeuge der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeitsänderung auf die Halbzeugeigenschaften untersucht. Bei dieser Untersuchung wurden die Einflüsse von Werkzeuggeometrien beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ mit dem doppelten Wert von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ verglichen. Die radiale Position der Werkzeuge blieb bei beiden Varianten gleich. Eine Erhöhung des Vorschubes pro Schlag bewirkte keine umfassenden Änderungen bei der Ausprägung des Durchmessers. Seitens der Oberflächenrauheit Sa wurde allerdings eine Erhöhung des Rauheitswertes bei Halbzeugen nach einer Bearbeitung mit Rundwerkzeugen und eine Reduzierung des Rauheitswertes nach einer Bearbeitung mit Flachwerkzeugen beobachtet. Dies kann durch die sinkende Anzahl an Schlägen pro Volumeneinheit in Folge des gestiegenen Vorschubes pro Schlag l_{st} erklärt werden. Dabei werden die Werkstücke beim Rundkneten dementsprechend nicht mehr in der Kalibrierzone des Rundwerkzeuges kalibriert, was zu einer Verminderung der Oberflächenqualität führt. Im Gegensatz dazu wirkt sich die Reduzierung der Schläge beim Flachwerkzeug eher positiv aus. Eine ebene und schmale Kalibrierzone bewirkt weniger Facetten auf der Oberfläche des Werkstückes und führt damit zum Absinken die Rauheitswertes.

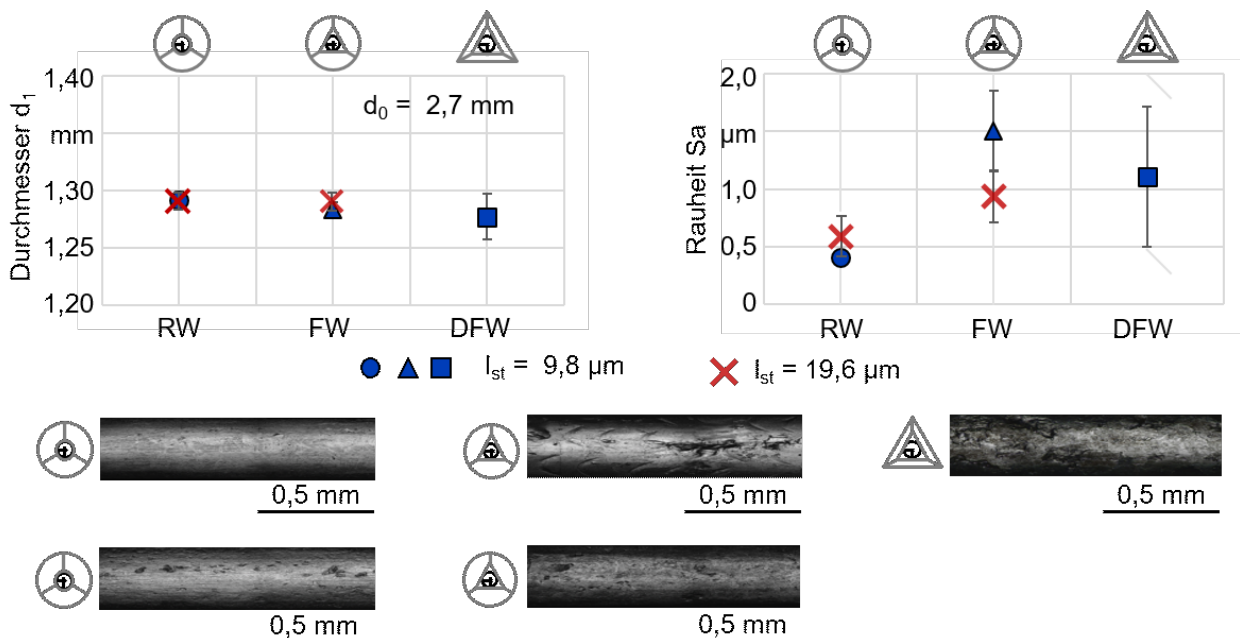


Bild 4.9: Durchmesser und Rauheit konditionierter Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 in Abhängigkeit von der eingesetzten Werkzeuggeometrie und dem Vorschub pro Schlag l_{st} .

Bei Verwendung von Rundwerkzeugen sowie Flach- bzw. Doppelflachwerkzeugen wiesen konditionierte Proben aus Edelstahl 1.4301 bei beiden Vorschubvarianten $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ und

$l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ eine kreisförmige Geometrie im Querschliff auf. Unterschiedliche Werkzeugausführungen, ob gekrümmt oder eben, führten zu signifikanten Unterschieden bei Rundheit und Zylindrizität, siehe Bild 4.10. Bei Versuchen wurden drei Halbzeuge von jeder Versuchsreihe an verschiedenen Stellen gemessen, die Mittelwerte wurden entsprechend berechnet und die Streuung bestimmt. Beim geringeren Vorschub zeigten durch Rundwerkzeuge umgeformte Halbzeuge (weiter RW-Halbzeuge) eine geringere Abweichung im Hinblick auf Rundheit, als jene, die einer Bearbeitung durch Flach- oder Doppelflachwerkzeuge (weiter FW- oder DFW-Halbzeuge) unterzogen wurden. Dies kann anhand der ebenen Oberfläche der Umformzone bei Flach- und Doppelflachwerkzeugen erklärt werden. Im Gegensatz zu Rundwerkzeugen hinterlassen diese Werkzeuge flache Miniatur-Facetten, sodass die Geometrie von der idealen Rundform abweicht. Bei Betrachtung der Rundheitsabweichung, führte die Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit auf $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ pro Schlag folglich zu einem geringen Anstieg der Werte RONT nach einem Einsatz von Rundwerkzeugen und zu einer Verringerung bei Verwendung von Flachwerkzeugen. In Bezug auf die Zylindrizität ist jedoch auffällig, dass bei Halbzeugen, die mit Rundwerkzeugen bei einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ geknetet wurden, die Abweichung von der Idealform im Bereich zwischen $8 \mu\text{m}$ und $29 \mu\text{m}$ variieren kann, siehe Bild 4.10 (rechts). Diese große Streuung kann durch die Schmiegun der Rundwerkzeuge erklärt werden, welche bei diesem Werkzeugsatz einen Wert von 0,85 erreicht. Das bedeutet, dass der Radius der Kalibrierzone größer ausfällt als der nominale Durchmesser d_{nom} der geschlossenen Werkzeuge. Bei Flach- bzw. Doppelflachwerkzeugen hingegen liegen die Abweichungen deutlich enger zusammen, d. h. sie streuen weniger, häufen sich jedoch im höheren Bereich von $20 \mu\text{m}$ bis $30 \mu\text{m}$. Eine Erhöhung der Geschwindigkeit zeigt einen negativen Einfluss auf die Zylindrizität innerhalb der gemessenen Probenreihen. Mit höheren Vorschubgeschwindigkeiten steigt die gemessene Zylindrizitätsabweichung, ausgedrückt durch den „CYLt-Wert“. Dieser Anstieg liegt jedoch innerhalb von 13 %.

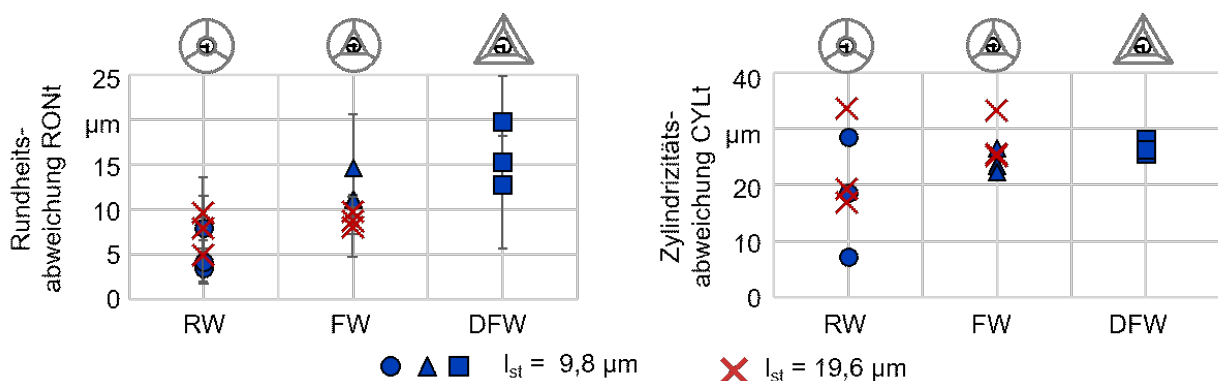


Bild 4.10: Rundheit und Zylindrizität konditionierter Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 in Abhängigkeit von der eingesetzten Werkzeuggeometrie und dem Vorschub pro Schlag l_{st} .

Hubhöhe

Bei der Halbzeugkonditionierung für weitere Umformschritte wurde der Einfluss der Hubhöhe auf die Halbzeugeigenschaften untersucht. Dafür wurden zwei Varianten von Grundwerkzeugen mit

unterschiedlicher Nockenhöhe verglichen. Die Hubamplituden betragen $h_T = 0,05$ mm bzw. $h_T = 0,2$ mm. Umgeformt wurden Werkstücke aus Edelstahl 1.4301 mit einem Initialdurchmesser $d_0 = 2,7$ mm in zwei Varianten mit unterschiedlichem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8$ μm und $l_{st} = 19,6$ μm unter Einsatz von Flachwerkzeugen FW. Die radiale Werkzeugzustellung blieb bei beiden Varianten gleich. Es wurde festgestellt, dass Werkstücke sich bei einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8$ μm in Kombination mit einer Hubamplitude von $h_T = 0,05$ nicht bearbeiten lassen. Die Werkstücke wurden stark rückgedrängt und durch den kontinuierlichen Vorschub des Lineardirektantriebes LDA stark verbogen, sodass eine weitere Umformung nicht mehr stattfinden konnte. Versuche hierzu wurden mit Flachwerkzeugen und mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6$ μm durchgeführt. Die Verringerung der Hubamplitude ausgehend von $h_T = 0,2$ mm auf $h_T = 0,05$ mm führte dazu, dass der Durchmesser des rundgekneteten Halbzeuges außerhalb der zulässigen oberen Toleranz des Zieldurchmessers von $d_1 = 1,28 \pm 0,02$ mm lag. Weiterhin führte diese Parameteränderung zu einer sehr großen Streuung der Rauheit, siehe Bild 4.11.

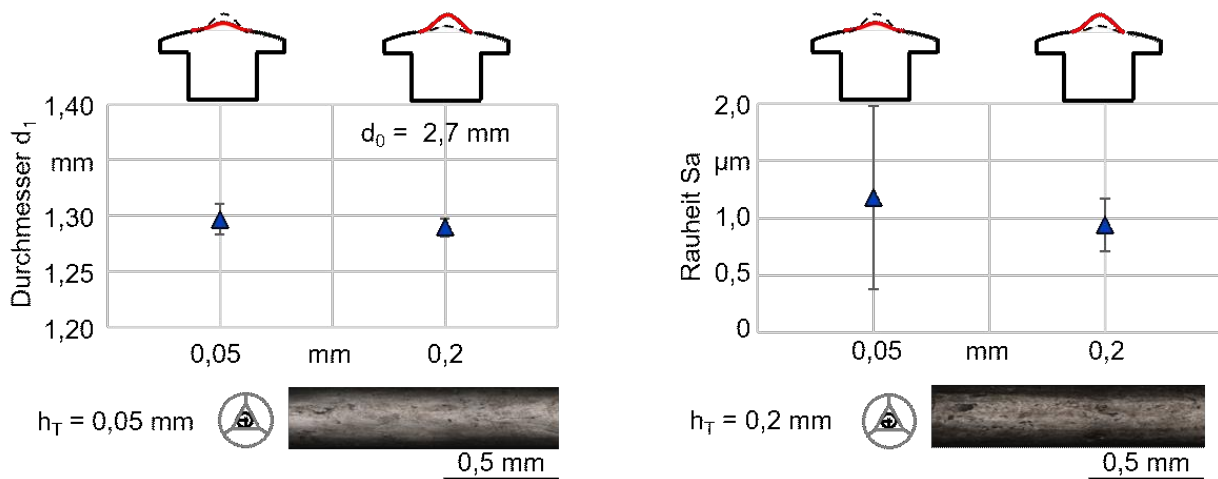


Bild 4.11: Durchmesser und Rauheit konditionierter Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 in Abhängigkeit von der eingestellten Hubamplitude h_T beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6$ μm .

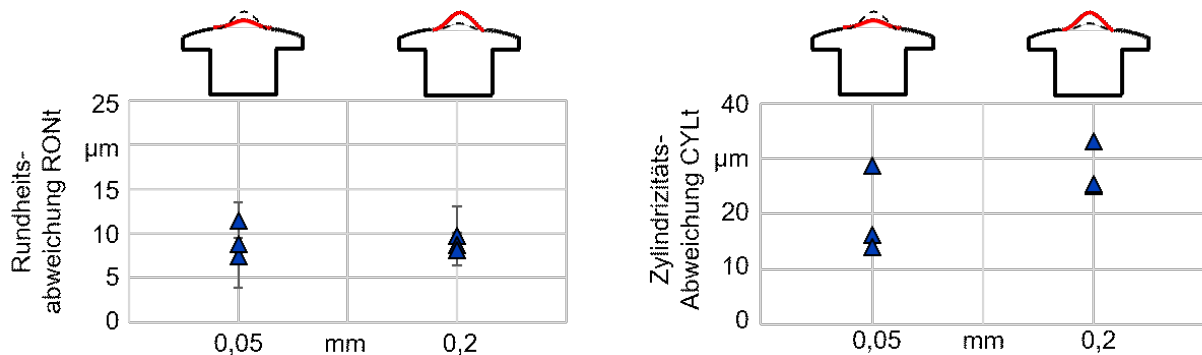


Bild 4.12: Rundheit und Zylindrizität konditionierter Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 in Abhängigkeit von der eingestellten Hubamplituden h_T beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6$ μm .

In Bezug auf die Rundheitsabweichung R_{ONT} bei rundgekneteten Proben fällt die Abweichung beim geringeren Hub von $h_T = 0,05$ mm geringfügig höher aus, als bei einem Hub von $h_T = 0,2$ mm, siehe Bild 4.12. Bei der Betrachtung der Zylindrizitätsabweichung konnte ein Anstieg beim Hub von $h_T = 0,2$ mm festgestellt werden.

Steuerung des Schlagfolgewinkels

Alle bisher beschriebenen Ergebnisse wurden bei nicht rotierenden Werkstücken und einem Winkel zwischen zwei nacheinander folgenden Schlägen der Werkzeuge mit $\phi_{WZg} = 50^\circ$ durchgeführt und konnten belegen, dass die Werkstücke eine kreisförmige Geometrie im Querschnitt des Halbzeuges besitzen, unabhängig davon durch welche Knetwerkzeuge „rund“ oder „flach“ die Umformung erfolgte. Der Einsatz von Doppelflachwerkzeugen in Kombination mit einer gezielten Einstellung des Schlagfolgewinkels $\Delta\phi$ lieferte polygonal geformte Halbzeuge mit mehreren Facetten. Umgeformt wurden Werkstücke aus Edelstahl 1.4301 mit einem Initialdurchmesser $d_0 = 2,7$ mm beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 4,9$ μm und einer konstanten radialen Werkzeugzustellung bei allen Variationen des Schlagfolgewinkels. Bei den Polygonen wurde die Höhe h_p taktil gemessen, siehe Bild 4.13. Die höheren Werte von h_p bei $\Delta\phi = 40^\circ$ und $\Delta\phi = 50^\circ$ können anhand der Quergeometrie der Halbzeuge erklärt werden. Die beiden letzteren Werte weisen eine gerade Seitenanzahl auf und der Abstand fällt deutlich kleiner aus als bei Halbzeugen mit einer ungeraden Anzahl an Seiten. Dabei zeigen beide Varianten geringe Werte für die Oberflächenrauheit. Dies kann anhand der Prozesskinematik erklärt werden. Bei einem Polygon mit unendlich großer Anzahl an Seiten wie bei einem Werkstück, welches mit Doppelflachwerkzeugen bei $\Delta\phi = 50^\circ$ umgeformt wird, schlagen die Werkzeuge nicht immer wieder auf die gleichen Seiten des Werkstückes, wie es bei den anderen ausgewählten Variationen geschieht.

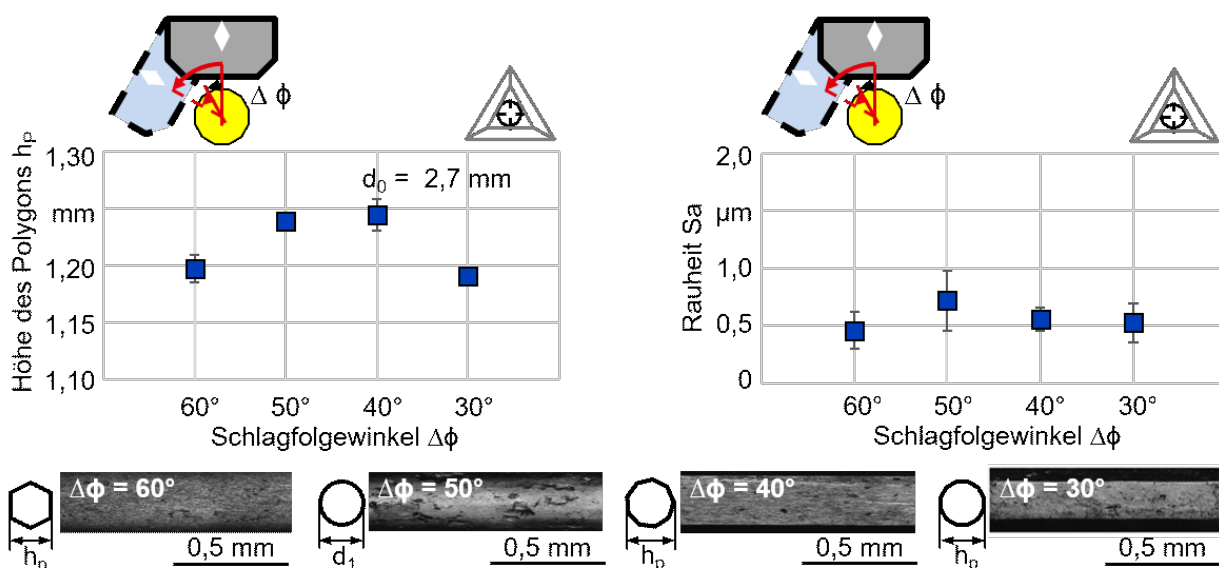


Bild 4.13: Durchmesser und Rauheit konditionierter Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 in Abhängigkeit vom eingestellten Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$ und einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 4,9$ μm .

Gefügeänderung

Mikrostrukturen nach dem Rundkneten mit unterschiedlichen Werkzeugen bei einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ im Vergleich zum Initialzustand können Bild 4.14 entnommen werden. Vor dem Rundkneten besaßen die Werkstücke ein globulares grobkörniges Gefüge. Unabhängig von dem verwendeten Werkzeugdesign, ergab sich durch das Rundkneten eine deutliche Kornfeinung in radialer Richtung. Bei einer Bearbeitung mit Flachwerkzeugen fielen Körner in Querrichtung geringfügig kleiner aus als bei Rundwerkzeugen. Bei Proben, die mit Doppelflachwerkzeugen bearbeitet wurden, zeigten die mittleren Korngrößen den größten Wert samt größter Streuung. Eine Erklärung zur Abhängigkeit der Korngrößenentwicklung des umgeformten Werkstückes bei Verwendung von Rund- und Flachwerkzeugen lieferte eine Analyse mittels FEM-Software, welche in Bezug auf die Scherdehnungsverteilung eine starke Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie aufzeigte, siehe Kapitel 3.1.1. Eine Simulation mit einer gekrümmten Werkzeuggeometrie lieferte Scherflächen mit geringeren Dehnungskomponenten PE12 als mit einer ebenen Werkzeuggeometrie. Diese Beobachtung erklärt allerdings nicht den größeren Korndurchmesser bei der Anwendung von Doppelflachwerkzeugen. Querschliffbilder von FW- und DFW-Halbzeugen offenbarten zusätzlich eine besondere spiralförmige Struktur nach dem Umformvorgang. Durch das Rundkneten mit Rundwerkzeugen stellte sich im Gegensatz zu den beiden anderen Varianten ein homogeneres Gefüge ein.

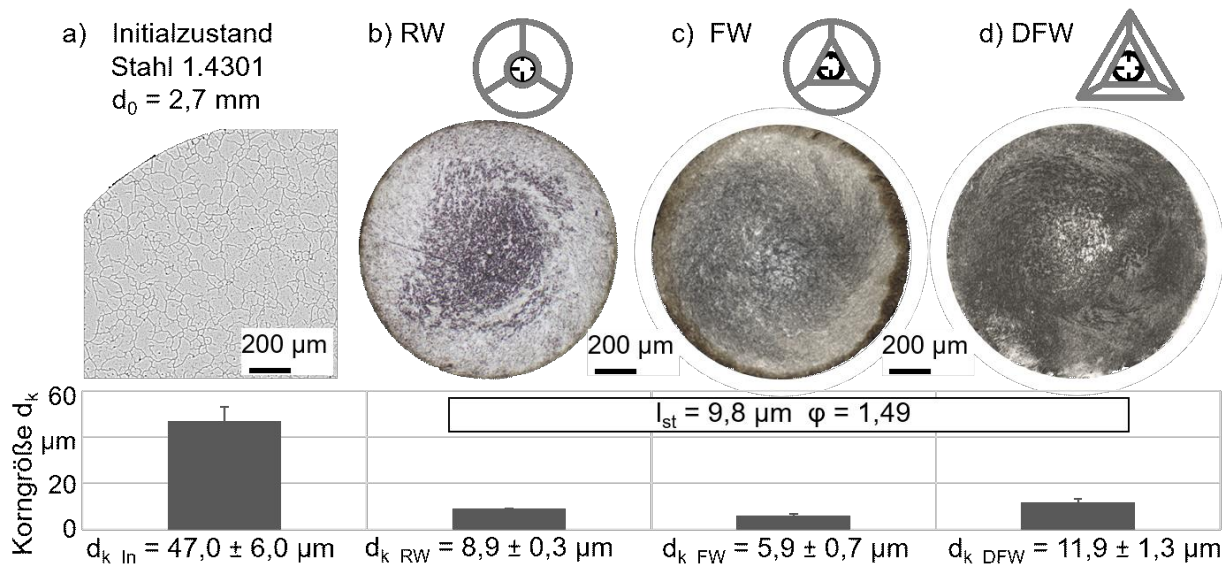


Bild 4.14: Mikrostruktur (Querschliff) von a) einem nicht rundgekneteten Werkstück und den konditionierten Halbzeugen nach einer Bearbeitung mit einem Vorschub pro Schlag $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ und b) Rund- c) Flach- und d) Doppelflachwerkzeugen, nach [Ish20a].

Bei einer Geschwindigkeitserhöhung auf $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ wuchsen im Vergleich zur langsameren Vorschubvariante die Korngrößen in Querrichtung an. Zudem wurden die Körner nach dem Einsatz von Rund- und Flachwerkzeugen auf etwa $2 \mu\text{m}$ größer ermittelt als bei Anwendung gleicher Umformwerkzeuge und geringerem Vorschub pro Schlag. Dabei zeigte die Streuung

ebenfalls einen größeren Wert auf. Hier spielt eine geringere Schlaganzahl pro Volumeneinheit beim höheren Vorschub pro Schlag l_{st} eine negative Rolle für die Kornfeinung. FEM-Simulationen lieferten bei einer Zunahme der Schlaganzahl eine Erhöhung der Scherdehnungen. Ähnlich wie beim Vorschub pro Schlag mit $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ zeigten Querschliffe von Halbzeugen nach dem Rundkneten mit Flachwerkzeugen gleichfalls eine besondere spiralförmige Struktur auf, siehe Bild 4.15.

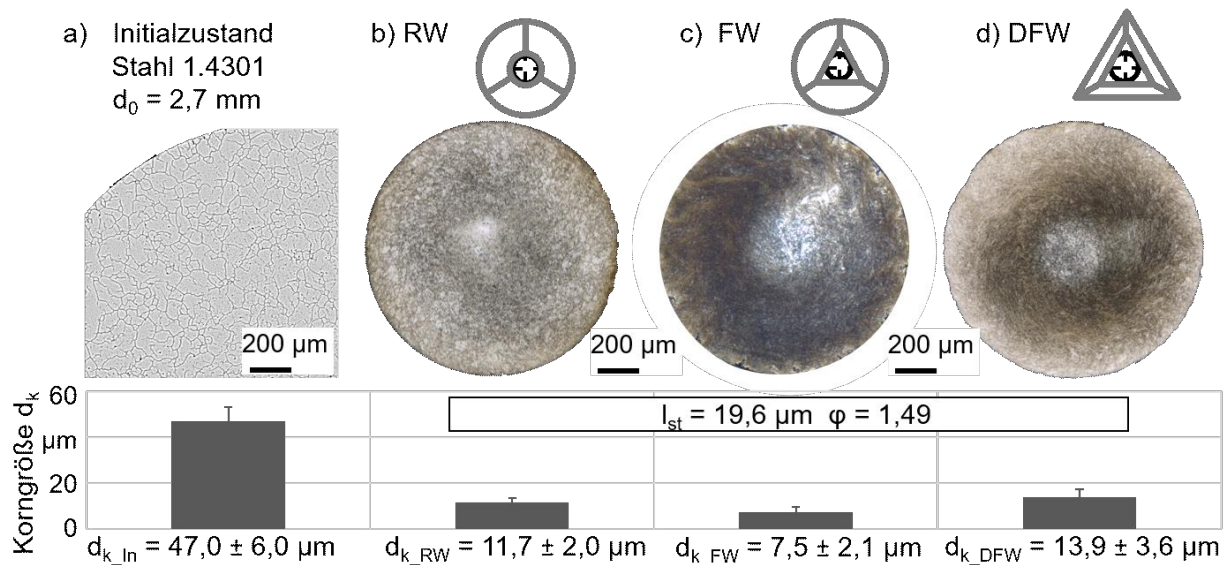


Bild 4.15: Mikrostruktur (Querschliff) von a) einem nicht rundgekneteten Werkstück und den konditionierten Halbzeugen nach einer Bearbeitung mit einem Vorschub pro Schlag $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ und b) Rund-; c) Flach- und d) Doppelflachwerkzeugen [Ish20a].

In Bild 4.16 sind Schliffe in Längsrichtung vor und nach dem Umformen dargestellt. Die umgeformten Mikrostrukturen zeigen eine ausgeprägte Anisotropie (Zeiligkeit). Das Gefüge wechselt sich ab zwischen helleren und dunkleren Bereichen, was ein Indiz für die Aneinanderreihung von Restaustenit und nach dem Umformen umgewandelten Martensit sein kann. Durch das Rundkneten werden Körner entsprechend der Bearbeitungsrichtung gestreckt. Das Gefüge erhält dabei eine Verformungstextur mit stark parallel ausgerichteten Körnern, welche sich in Bezug auf den Initialzustand um das Doppelte längen. Im Gegensatz zu einer Rundwerkzeugaufbereitung wird beim Einsatz von Flachwerkzeugen die Korngröße in der Längsrichtung reduziert. Dabei zeigt der Wert von d_{k_FW} eine größere Streuung auf als d_{k_RW} . Den höchsten Wert bei der Korngröße mit einer weiteren Erhöhung der Streuung weisen jedoch Werkstücke nach dem Rundkneten mit Doppelflachwerkzeugen auf.

Ähnlich zu den Korngrößen in Querrichtung, werden durch das Rundkneten längsgestreckte Körner mit einem höheren Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ deutlich länger als dies bei $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ der Fall ist. Bei Verwendung von Flachwerkzeugen fällt der Wert geringer aus als bei einer Bearbeitung mit Rundwerkzeugen. Schliffbilder aus Bild 4.17 verdeutlichen zudem bei den umgeformten Halbzeugen eine Anisotropie (Zeiligkeit), die beim Einsatz von Flach- und Doppelflachwerkzeugen eine viel deutlichere Ausprägung aufweisen.

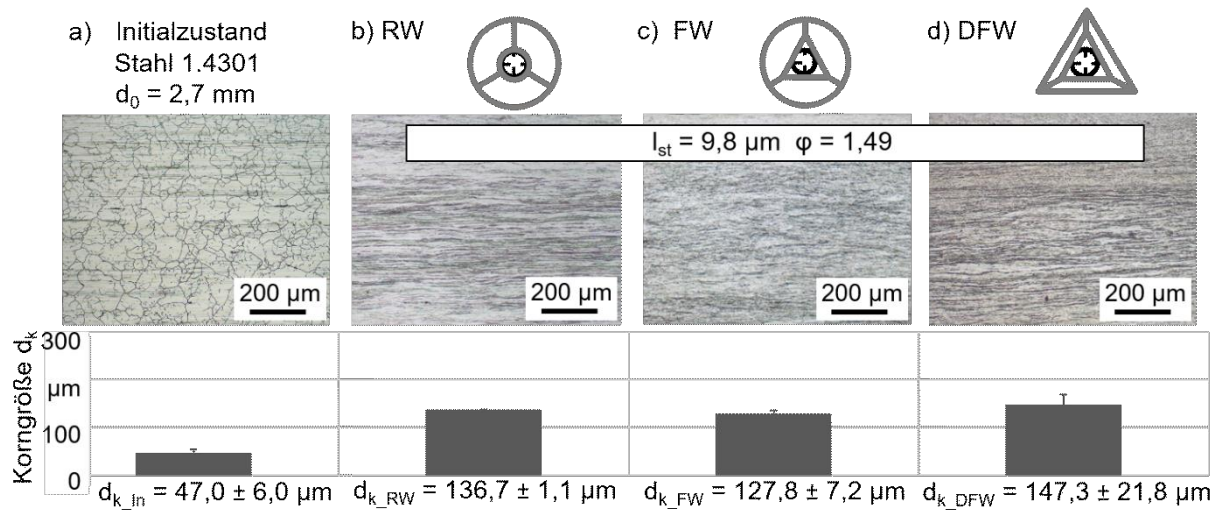


Bild 4.16: Mikrostruktur (Längsschliff) von a) einem nicht rundgekneteten Werkstück und den konditionierten Halbzeugen nach einer Bearbeitung mit einem Vorschub pro Schlag $l_{st} = 9,8 \text{ } \mu\text{m}$ und b) Rund-; c) Flach- und d) Doppelflachwerkzeugen.

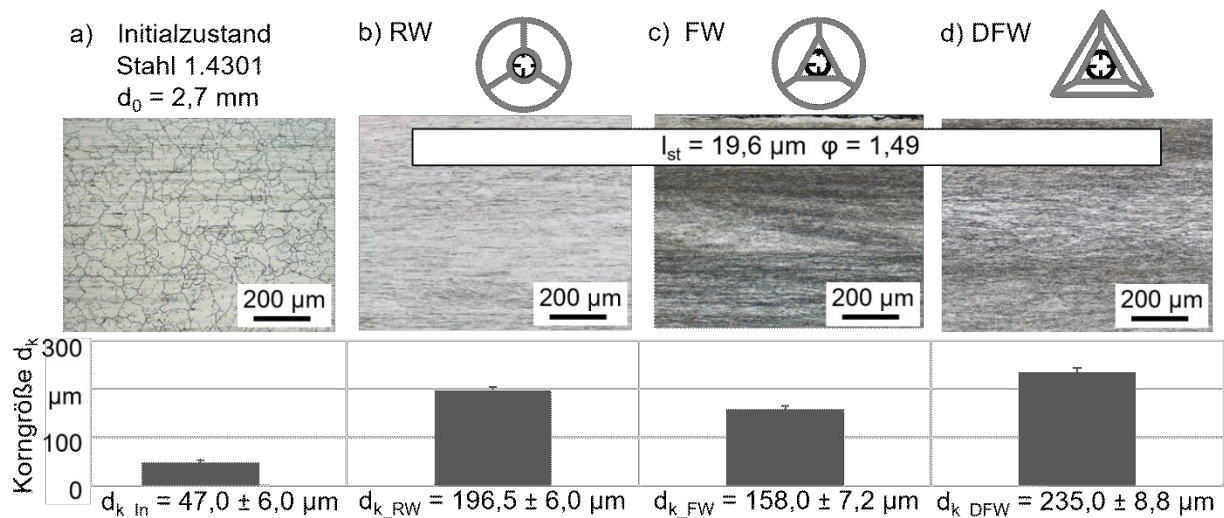


Bild 4.17: Mikrostruktur (Längsschliff) von a) einem nicht rundgekneteten Werkstück und den konditionierten Halbzeugen nach der Bearbeitung mit einem Vorschub pro Schlag $l_{st} = 19,6 \text{ } \mu\text{m}$ und b) Rund-; c) Flach- und d) Doppelflachwerkzeugen.

Die Entwicklung der Korngrößen beim Einsatz von unterschiedlichen Werkzeugen zeigt eindeutig einen positiven Einfluss von Flachwerkzeugen auf die Kornfeinung gegenüber Rund- und Doppelflachwerkzeugen. Diese Ergebnisse zeigen allerdings auch, dass eine Änderung der Prozesskinematik wie der Vorschub pro Schlag l_{st} und damit einhergehend die Anzahl der Schläge pro Volumeneinheit nicht nur geometrische Eigenschaften der rundgekneteten Halbzeuge beeinflusst, sondern auch ihre Mikrostruktur. Eine Vergrößerung des Vorschubes pro Schlag l_{st} führt zu einer schlechteren Kornfeinung bei den rundgekneteten Halbzeugen.

Weitere Untersuchungen der Gefügestruktur in Quer- und Längsrichtung wurden in Verbindung mit einer Änderung des Schlagfolgewinkels $\Delta\phi$ durchgeführt. Durch eine gezielte Auswahl einer relativen Drehzahl zwischen Werkstück und den Werkzeugen und unter der Voraussetzung, dass Doppelflachwerkzeuge verwendet werden, kann der radiale Werkstofffluss und damit die Geometrie des rundgekneteten Halbzeuges beeinflusst werden. Das Gefüge eines Hexagons im Querschliff, Bild 4.18 (a), zeigt im mittleren Bereich des Werkstückes eine spiralförmige Mikrostruktur mit minimal gestreckten Körnern in Richtung der Oberfläche. Ein eindeutiges Nonagon besitzt eine klare homogene Mikrostruktur, siehe Bild 4.18 (c). Die Seiten und Ecken des Dodekagons sind allerdings nicht immer eindeutig ausgeprägt, siehe Bild 4.18 (d). Die Mikrostruktur zeigt einen spiralförmigen Charakter und ähnelt dabei derjenigen Struktur, wie sie bei $\Delta\phi = 50^\circ$ vorkommt, Bild 4.18 (b).

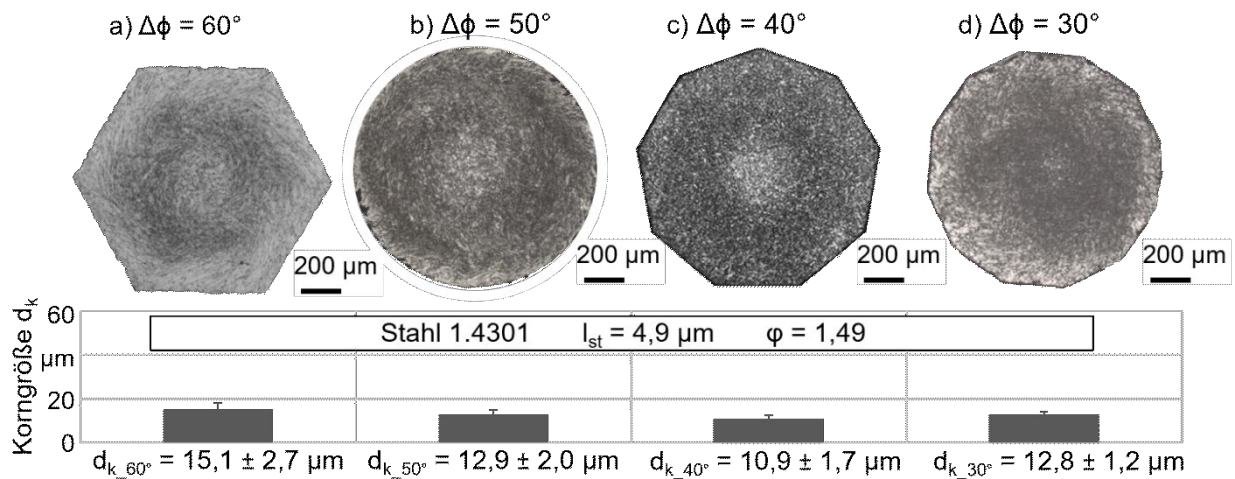


Bild 4.18: Mikrostruktur (Querschliff) von konditionierten Halbzeugen mit Doppelflachwerkzeugen bei einem Vorschub pro Schlag $l_{st} = 4,9 \mu\text{m}$ und einem Schlagfolgewinkel von a) $\Delta\phi = 60^\circ$; b) $\Delta\phi = 50^\circ$; c) $\Delta\phi = 40^\circ$ und d) $\Delta\phi = 30^\circ$.

Bei der Längsschliffanalyse dieser Versuchsreihe kann ein eindeutiges Abwechseln zwischen hellen und dunkleren Bereichen beobachtet werden, Bild 4.19. Bei $\Delta\phi = 30^\circ$ zeigt das Gefüge eine homogenere Struktur im Vergleich zu den anderen Varianten. Werden die Korngrößen betrachtet, so verlängern sich die Körner im Vergleich zum Initialzustand von $d_{k_{in}} = 47,0 \pm 6,0 \mu\text{m}$ um annähernd das Doppelte.

Werden für die Betrachtung nur die Werkstücke herangezogen, die in Kombination aus Doppelflachwerkzeugen mit einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 50^\circ$ rundgeknetet wurden, so kann festgestellt werden, dass eine Erhöhung des Vorschubes pro Schlag ausgehend von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ (Bild 4.14) auf $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ (Bild 4.15) sowie eine Reduzierung auf $l_{st} = 4,9 \mu\text{m}$ (Bild 4.18) keinen deutlichen Unterschied bei den Korngrößen in Querrichtung liefert, während in Längsrichtung gilt, dass die Reduzierung des Vorschubes pro Schlag l_{st} infolge der zunehmenden Anzahl der Schläge pro Volumenanteil die Scherdehnungskomponente erhöht, was zu einer Korngrößenreduzierung führt.

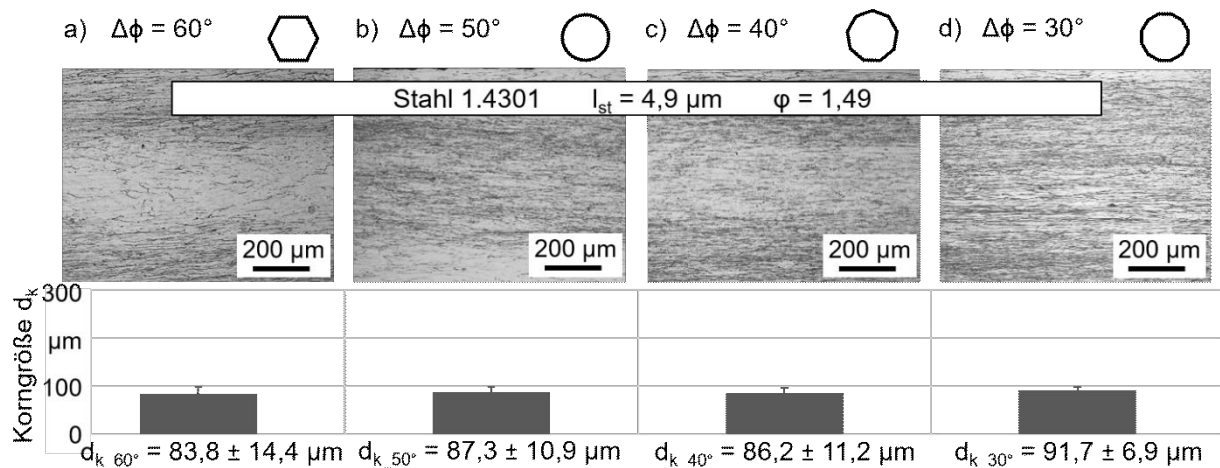


Bild 4.19: Mikrostruktur (Längsschliff) von konditionierten Halbzeugen mit Doppelflachwerkzeugen bei einem Vorschub pro Schlag $l_{st} = 4,9 \mu\text{m}$ und einem Schlagfolgewinkel von a) $\Delta\phi = 60^\circ$; b) $\Delta\phi = 50^\circ$; c) $\Delta\phi = 40^\circ$ und d) $\Delta\phi = 30^\circ$.

4.1.3 Einfluss des exzentrischen Rundknetens

Das exzentrische Rundkneten wird in zwei Varianten realisiert. Zunächst wird die Methode mit Zwischenblechen bei zwei von drei Flachwerkzeugen geprüft. Anschließend wird die Idee weiterentwickelt und die daraus abgeleiteten exzentrischen Werkzeuge getestet.

Änderung der Drucksäulenhöhe

Das exzentrische Rundkneten mit unterschiedlich starken Zwischenblechen wurde bei Edelstahlwerkstücken 1.4301 mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 1,5 \text{ mm}$ durchgeführt (siehe Anhang, Tabelle 2, Nr. 13 – 24). Der Durchmesser d_1 eines rundgekneteten Werkstückes gemessen nach dem Rundkneten mit Flachwerkzeugen, einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \text{ mm}$ und eingebrachten Zwischenblechen mit einer Dicke von $D_{F1} = 0,2 \text{ mm}$ weicht vom berechneten nominalen Durchmesser $d_{nom_DF1} = 0,68 \text{ mm}$ ab und liegt bei $d_{1_DF1} = 0,60 \pm 0,01 \text{ mm}$. Wird die Dicke der Zwischenbleche auf $D_{F2} = 0,3 \text{ mm}$ erhöht, so ändert sich der nominale Durchmesser auf $d_{nom_DF2} = 0,75 \text{ mm}$. Bei einer maximalen radialen Zustellung der Werkzeuge ändert sich der Enddurchmesser entsprechend auf $d_{1_DF2} = 0,72 \pm 0,01 \text{ mm}$. Die Abweichung d_1 vom nominalen Durchmesser kann auf die Geometrie der Flachwerkzeuge und auf den bei geschlossenen Werkzeugen gebildeten Freiraum zurückgeführt werden, der einen Werkstofffluss ermöglicht. Im direkten Vergleich der beiden Varianten ist ein Unterschied in der Oberflächenqualität auszumachen. Bleche mit einer geringeren Dicke D_{F1} führen zu besseren Rauheitswerten von $Sa = 1,3 \pm 0,1 \mu\text{m}$ im Vergleich zu den dickeren Blechen D_{F2} mit $Sa = 2,7 \pm 0,3 \mu\text{m}$. Zusätzlich wurden die Versuche ohne radialen Versatz $\Delta M = 0 \text{ mm}$ und mit konventionellen Rundwerkzeugen $RW_{0,5}$ mit $d_{nom} = 0,5 \text{ mm}$ realisiert. Zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften wurden Zugversuche durchgeführt. Die daraus abgeleiteten charakteristischen Spannungs-Dehnungs-Werte sind im Vergleich zu den Versuchen mit

$\Delta M_1 = 0,13$ mm ($D_{F1} = 0,2$ mm) in Bild 4.20 (links) dargestellt. Der resultierende Umformgrad ist bei diesen Versuchen gleich geblieben bei $\varphi = 1,82$. Rote Markierungen entsprechen dem Vorschub pro Schlag $l_{st} = 4,9$ μm , gelbe Markierungen - $l_{st} = 9,8$ μm und grüne - $l_{st} = 19,6$ μm .

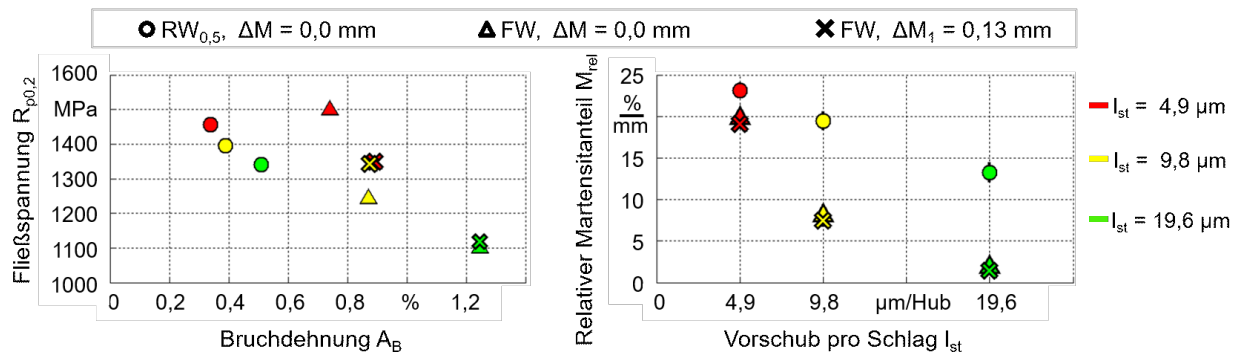


Bild 4.20: Einfluss von Vorschub pro Schlag l_{st} und Rundknetmethoden auf Spannungs-Dehnungs-Werte (links) und relativer Martensitanteil (rechts) nach dem Rundkneten von Edelstahl 1.4301 mit einem Initialdurchmesser $d_0 = 1,5$ mm bei einem Umformgrad von $\varphi = 1,82$, nach [Ish17a].

Anhand von durchgeführten Zugversuchen, lässt sich für alle drei Versuchsreihen die Tendenz ableiten, dass die Fließspannung $R_{p0,2}$ mit zunehmendem Vorschub pro Schlag l_{st} abnimmt. Im Gegensatz dazu steigt die Bruchdehnung A_B mit Zunahme des Vorschubes pro Schlag l_{st} an und zeigt maximale Werte für Flachwerkzeuge bei $l_{st} = 19,6$ $\mu\text{m}/\text{Schlag}$. Eindeutige Unterschiede zwischen dem zentrischen und dem exzentrischen Rundkneten mit $\Delta M_1 = 0,13$ mm weisen nur Versuchsreihen mit einem geringen Vorschub von $l_{st} = 4,9$ $\mu\text{m}/\text{Schlag}$ auf. Die Verwendung von Zwischenblechen bei dieser Geschwindigkeit verringert die Fließspannung $R_{p0,2}$ deutlich auf 250 MPa und erhöht den Bruchdehnungswert A_B auf 0,15 %. Das bedeutet, dass in diesem Fall bei einer höheren Anzahl der Schläge pro Volumeneinheit durch das Verschieben der Werkstückmittellinie bei jedem Schlag ein „Walkeffekt“ bewirkt wird und dadurch der Effekt des exzentrischen Rundknetens ansteigt.

Eine weitere wichtige Eigenschaft bei der Umformung von austenitischen Stählen ist die Martensitbildung. Aufgrund der höheren Härte des Martensits kommt es zu einer zusätzlichen Werkstoffverfestigung und zur Abnahme der Duktilität, wodurch bei konditionierten Halbzeugen weitere Umformschritte erschwert werden können. Der gemessene relative Martensitanteil M_{rel} von rundgekneteten Werkstücken sinkt bei allen drei Rundknetvarianten mit einer Zunahme des Vorschubes pro Schlag l_{st} unabhängig von den Prozessparametern, Bild 4.20 (rechts). In den Versuchsreihen wurde die Standardabweichung für jedes einzelne Ergebnis berechnet und lag unterhalb von 0,5 %. Diese Werte sind allerdings zu gering, um in den Diagrammen sichtbar zu sein. Im Diagramm wird gezeigt, dass die Reduzierung des Martensitgehaltes M_{rel} sehr stark von der Werkzeuggeometrie abhängt und bei einem Wechsel von Rundwerkzeugen RW_{0,5} zu Flachwerkzeugen FW sehr stark absinkt. Martensitgehaltswerte für FW und einem radialen Versatz von $\Delta M = 0$ mm unterschieden sich im Vergleich zum Versatz von $\Delta M_1 = 0,13$ mm nicht signifikant voneinander. Der relative Martensitgehalt M_{rel} für $\Delta M_1 = 0,13$ mm ist nur geringfügig kleiner ausgefallen als bei Versuchsreihen ohne radialen Versatz der Flachwerkzeuge. Dieses

Phänomen ist insbesondere bei Messungen des Martensitgehaltes über die Werkstücklänge erkennbar, siehe Bild 4.21. Der relative Martensitgehalt M_{rel} bezogen auf den Durchmesser d_1 unterscheidet sich bei der Anwendung von Rund- und Flachwerkzeugen deutlich. Mit Rundwerkzeugen rundgeknetete Werkstücke ($RW_{0,5}$) weisen generell einen deutlich höheren Martensitgehalt auf, besitzen an der Spitze jedoch einen geringeren Martensitgehalt, als über die gesamte Länge. Durch Flachwerkzeuge umgeformte Werkstücke (FW) besitzen hingegen an der Spitze einen hohen Wert für M_{rel} , welcher bereits im Abstand von 20 mm von der Werkstückspitze aus absinkt und auf diesem Niveau bis zum Schulterbereich verbleibt. Das deutet auf unterschiedliche Mechanismen in den Phasenumwandlungen entlang des Werkstückes für Rund- und Flachwerkzeuge und insbesondere zu Beginn des Rundknetprozesses bei der Spitzenbildung. Entlang des Halbzeuges ist der Verlauf konstant für alle Versuchsparameter. Eine weitere Reduzierung des relativen Martensitanteils konnte durch den radialen Drehlinienversatz der Werkzeuge auf $\Delta M_1 = 0,13$ mm ($D_{F1} = 0,2$ mm) erreicht werden. Ein wesentlich größerer Effekt resultiert jedoch erst aus einer weiteren Zunahme der Zwischenblechdicke auf $D_{F2} = 0,3$ mm und führt damit zu einer größeren radialen Verschiebung $\Delta M_2 = 0,2$ mm der Mittellinie des Werkstückes. Dies hat zur Folge, dass der relative Martensitgehalt M_{rel} noch weiter abnimmt. Solche Werkstücke entwickeln über die Werkstücklänge den geringsten Martensitgehalt M_{rel} im Vergleich aller bisherigen Varianten. Die Martensitplatten sind in ihren Dimensionen durch die Kristallgröße des Austenits begrenzt und überschreiten daher auch nicht die Korngrenzen, was bei einem feineren Gefüge zu einer Reduzierung des Martensitgehaltes führen kann. Als eine weitere Ursache zur Unterdrückung des Martensitgehaltes kann eine zu beobachtende Temperaturerhöhung durch die adiabatische Erwärmung infolge der höheren Scherdehnungen bei einer Zunahme der Zwischenblechdicke auf $D_{F2} = 0,3$ mm dienen.

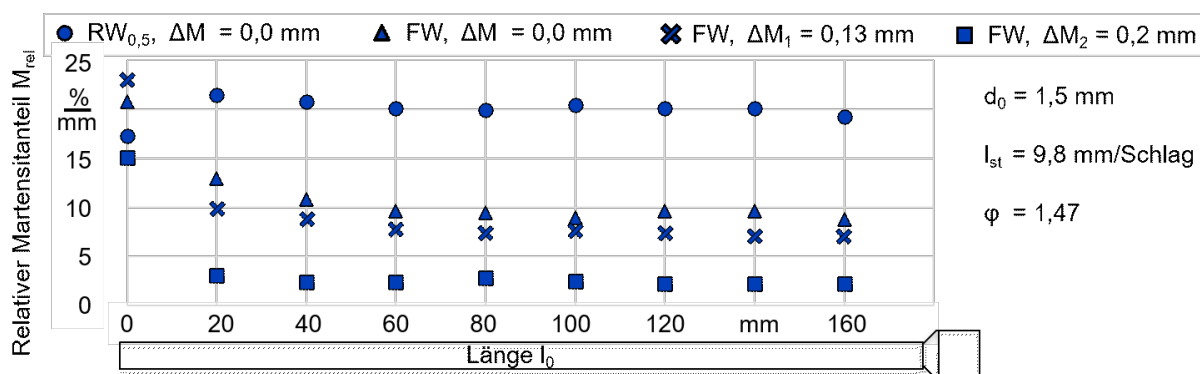


Bild 4.21: Relativer Martensitanteil M_{rel} entlang des Halbzeuges aus Edelstahl 1.4301 in Abhängigkeit von der eingesetzten Werkzeuggeometrie und dem radialen Versatz der Mittellinie ΔM , nach [Ish17a].

Messungen hinsichtlich des Martensitanteiles zeigen eine starke Reduzierung der relativen Martensitmenge M_{rel} bewirkt durch das exzentrische Rundkneten. Diese Analyse offenbart, dass der Martensitgehalt der umgeformten Werkstücke von der Umformmethode abhängt. Daran ist die Werkzeuggeometrie, der Vorschub pro Schlag l_{st} und die Prozesskinematik ΔM maßgeblich

beteiligt. Weiterhin ist bekannt, dass nach dem Rundkneten die Streckgrenze um den Faktor 2-3 zunimmt, während die Gesamtdehnung bei Edelstahl 1.4301 von ca. 50 % auf weniger als 2 % abnimmt [Ish15a]. Die Korrelation zwischen der Fließgrenze $R_{p0,2}$ sowie der Bruchdehnung A_B und dem relativen Martensitgehalt M_{rel} ist in Bild 4.22 dargestellt. Wie erwartet, steigt die Fließspannung $R_{p0,2}$ mit dem Martensitgehalt unabhängig vom Vorschub pro Schlag I_{st} an, während die plastische Bruchdehnung A_B mit der Erhöhung des relativen Martensitgehaltes M_{rel} abnimmt. Höchste Bruchdehnungswerte weisen Werkstücke mit dem geringsten Martensitgehalt M_{rel} auf. Daten zeigen, dass unabhängig vom Vorschub pro Schlag I_{st} , mit Flachwerkzeugen rundgeknetete Werkstücke (FW) bessere plastische Dehnungswerte besitzen als dies bei Rundwerkzeugen ($RW_{0,5}$) der Fall ist. Diese Experimente verdeutlichen, dass der Einsatz von Flachwerkzeugen insbesondere in Kombination mit einem Versatz der Mittellinie ΔM die Martensitbildung M_{rel} stark reduziert und die Bruchdehnungsgrenze A_B erhöht, was sich positiv auf weitere Umformschritte auswirken kann, aber auch, dass die Korngröße in diesem Parameterbereich noch keinen Einfluss hat.

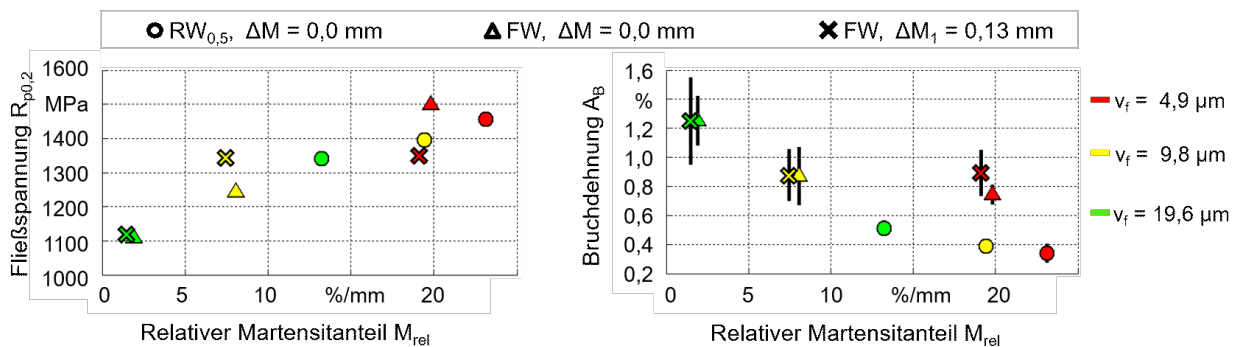


Bild 4.22: Korrelation zwischen dem relativen Martensitanteil M_{rel} und der Fließspannung $R_{p0,2}$ (links); Bruchdehnung A_B (rechts) unter Berücksichtigung der verwendeten Rundknetmethoden bei Edelstahl 1.4301 mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 1,5$ mm und einem Umformgrad von $\phi = 1,82$, nach [Ish17a].

In Bild 4.23 ist die Mikrostruktur des austenitischen Stahls 1.4301 zum Vergleich vor und nach einer Bearbeitung mit unterschiedlichen Verfahren dargestellt. Nicht geknetete Werkstücke besitzen ein globulares Gefüge. Im Vergleich dazu zeigt die Mikrostruktur der Werkstücke, die mit Flachwerkzeugen (FW) umgeformt wurden ein inhomogenes spiralförmiges Gefüge mit gut unterscheidbaren Korngrenzen und einer halb so großen Korngröße. Mit einem zusätzlichen radialen Versatz der Mittellinie von $\Delta M_2 = 0,2$ mm verliert das Gefüge seine klare Struktur. Aus dem inneren Kern heraus ist die spiralförmige Kornorientierung mit einem wirbelförmigen Muster noch ausgeprägter gekennzeichnet. Korngrenzen können lediglich im zentralen Teil des Werkstückes als solche noch erkannt werden. Hier wird die Korngröße um das Dreifache reduziert. Die Ausbildung des Gefüges zeigt, dass das exzentrische Rundkneten zu einem komplexeren Werkstofffluss führt. Die Mikrostruktur verliert dabei ihre Ordnung und die Korngrenzen sind mit einem optischen Lichtmikroskop in den äußeren Bereichen nicht mehr zu unterscheiden.

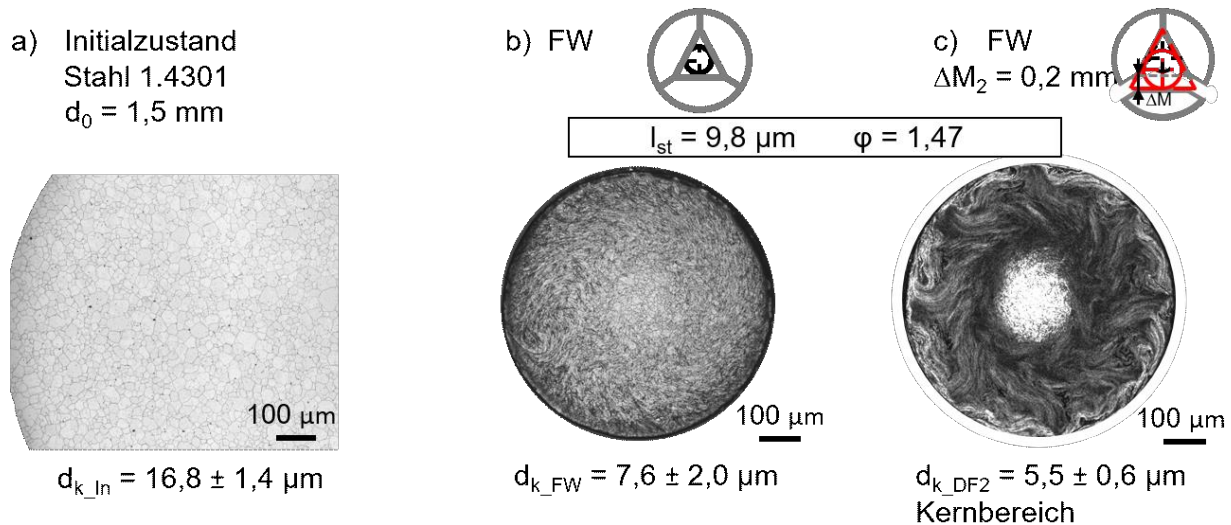


Bild 4.23: Mikrostruktur (Querschliff) eines Werkstückes a) im Initialzustand und nach dem Einsatz von Flachwerkzeugen; b) ohne radialen Versatz und c) mit einem radialen Mittellinienversatz $\Delta M_2 = 0,2 \text{ mm}$, nach [Ish17a].

Das durch den komplexen Werkstofffluss hervorgerufene inhomogene Gefüge wirft eine wichtige Frage auf. Zerstört das exzentrische Rundkneten lediglich die Mikrostruktur oder findet eine Umwandlung zur UFG-Struktur statt? Nach dem Spannungsarmglühen bei über $600 \text{ }^\circ\text{C}$ (60 min, Kühlung: langsam in Stickstoffatmosphäre) bleibt das typische Muster noch erkennbar und die spiralförmige Struktur mit der Verwirbelung erhalten, siehe Bild 4.24 (oben). Risse am Rand der Werkstücke, die beim Umformen mit Zwischenblechen gebildet werden, sind anschließend noch deutlicher ausgeprägt. Die Ursache für tiefe spiralförmige Risse auf der Oberfläche können in dem ausgeprägten Mittellinienversatz und den für solche Einsatzbedingungen nicht optimierten Werkzeugen begründet sein.

Die Korngröße im Kernbereich ändert sich durch die Wärmebehandlung kaum. Weitere Werkstückuntersuchungen nach dem Spannungsarmglühen zeigen auf den Korngrenzen ausgeschiedene Cr-Karbide, die sich überwiegend um den nicht- bzw. weniger verformten Kernbereich ausbilden. Im Gegensatz zum Rekristallisationsglühen bei über $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ (5 min, Kühlung: langsam in Stickstoffatmosphäre) kann hier eine gleichmäßigere Karbidverteilung festgestellt werden, siehe Bild 4.24 (unten). Diese Erkenntnisse können bei Werkstücken für eine gezielte Einstellung von Gebrauchseigenschaften genutzt werden.

Durch eine Wärmebehandlung bei einer Temperatur von über $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ bildet sich das durch exzentrisches Rundkneten hervorgerufene Gefüge mit einer ausgeprägten Anisotropie vollständig zurück. Somit liegt nach dem Rekristallisationsglühen ein homogenes globulares Gefüge vor, wie es auf dem Bild 4.24 (unten) zu sehen ist. Die rekristallisationsgeglühte Mikrostruktur hat anschließend eine gröbere Körnung mit $d_{k_DF2} = 16,8 \pm 2,3 \mu\text{m}$, die sich der Korngröße im Initialzustand der Werkstücke stark annähert. In den Mikroschliffbildern ist zu sehen, dass sich das Gefüge neu gebildet hat und keine inneren Risse aufweist. Das ist ein Indiz dafür, dass durch das exzentrische Rundkneten das Gefüge nicht zerstört wurde, sondern eine

Form angenommen hat, die aufgrund optisch nicht erkennbarer Korngrenzen mit der Transmissionselektronenmikroskopie präzise analysiert werden kann.

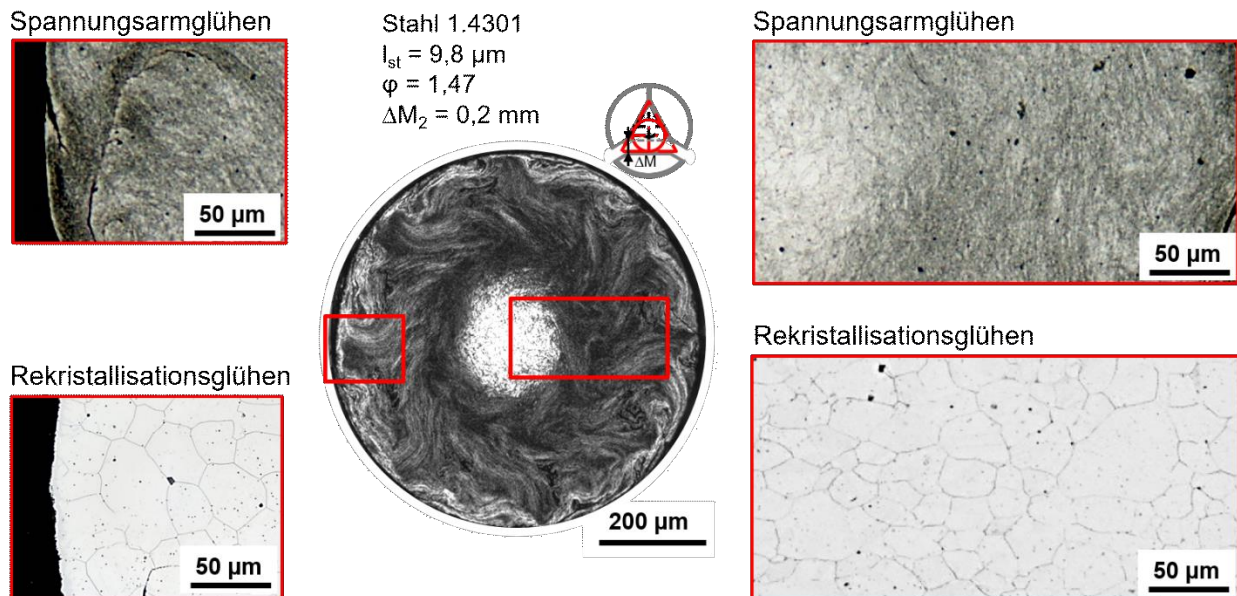


Bild 4.24: Auswirkung des Spannungsarm- und Rekristallisationsglühens auf die Mikrostruktur (Querschliff) der umgeformten Werkstücke durch exzentrisches Rundkneten, nach [Toe18a].

Exzentrisches Rundkneten durch Werkzeuggeometrie

Das exzentrische Rundkneten bietet ein großes Potential für die Herstellung von ultrafeinkörnigen Werkstoffen. Der radiale Versatz von Flachwerkzeugen FW fördert allerdings mit den eingelegten Zwischenblechen und den sehr kurzen Seitenlängen des geschlossenen Dreieckes die Rissbildung auf der Werkstückoberfläche und den Anstieg des Rauheitswertes S_a bei einer Zunahme des Versatzes ΔM . Der Erfolg bei dem Konzept - Scherdehnungen durch eine Verschiebung der axialen Mittellinie des Werkstückes zu erzielen – führt zur Überlegung den Prozess weiter zu verbessern und einen Werkzeugsatz zu entwickeln, der die Funktionalität des exzentrischen Rundknetens beibehält. Durch die Entwicklung eines angepassten Werkzeugsatzes, beschrieben in Kapitel 3.1.4, kann eine Verbesserung der Oberfläche erzielt werden.

Bild 4.25 visualisiert den Vergleich zwischen umgeformten Halbzeugen, die einerseits mit Flachwerkzeugen (FW) und bei zwei von drei Werkzeugen eingelegten Blechen mit einer Dicke von $D_{F2} = 0,3 \text{ mm}$ und andererseits durch die Verwendung von exzentrischen Werkzeugen (EW) hergestellt wurden, wobei $\Delta M_2 = 0,2 \text{ mm}$ in beiden Fällen gleich bleibt. Werkstücke werden vom Initialdurchmesser $d_0 = 2,7 \text{ mm}$ auf den Zieldurchmesser $d_1 = 1,28 \pm 0,02 \text{ mm}$ rundgeknetet. Mit exzentrischen Werkzeugen umgeformte Halbzeuge (weiter EW-Halbzeuge) weisen dabei eine bessere Durchmesser Genauigkeit auf als bei der Verwendung von Zwischenblechen. Die Verbesserung der Oberflächenqualität ist offensichtlich, denn die Oberflächenrauheit sinkt beim Umformen mit exzentrischen Werkzeugen ab.

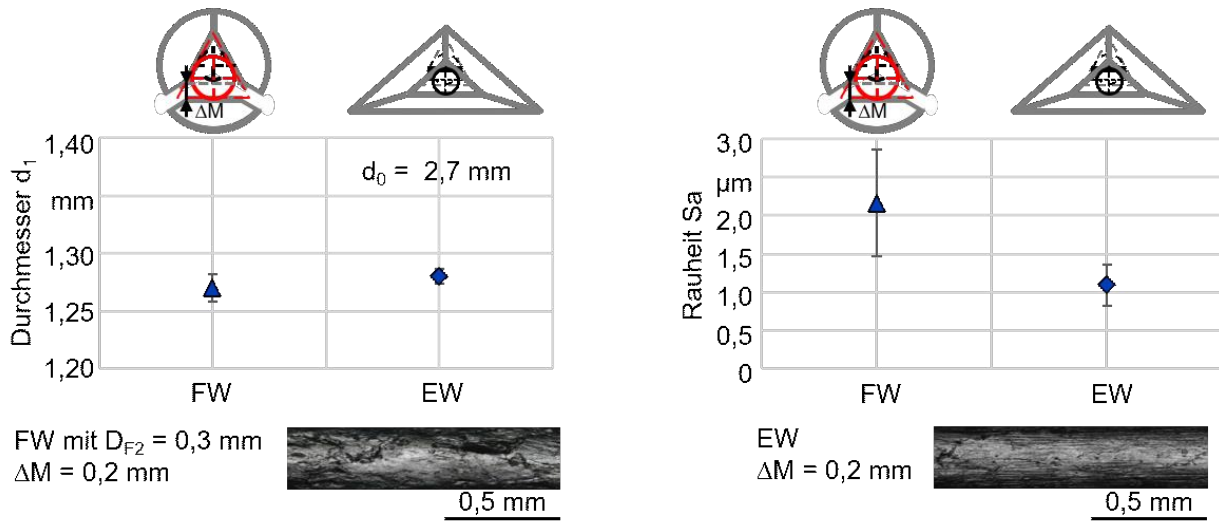


Bild 4.25: Durchmesser und Rauheit konditionierter Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 beim exzentrischen Rundkneten mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$.

Bezüglich der Rundheits- (RONt) und Zylindritätsabweichung (CYLt) ist ebenfalls eine Tendenz zur Reduzierung der Abweichungen bei den exzentrischen Werkzeugen (EW) zu beobachten, siehe Bild 4.26. Schlechtere Werte für Oberflächenrauheit, RONt- und CYLt-Werte bei Flachwerkzeugen können dadurch erklärt werden, dass Flachwerkzeuge einen viel geringeren nominalen Durchmesser $d_{nom} = 0,58 \text{ mm}$ als die exzentrischen Werkzeuge besitzen und bei einer Änderung der Drucksäulenhöhe den Spalt zwischen den Werkzeugen erhöhen, womit der Werkstoff in die freien Bereiche fließen kann. Das so hervorstehende Material wird allerdings bei den darauffolgenden Schlägen wieder zurückgedrängt.

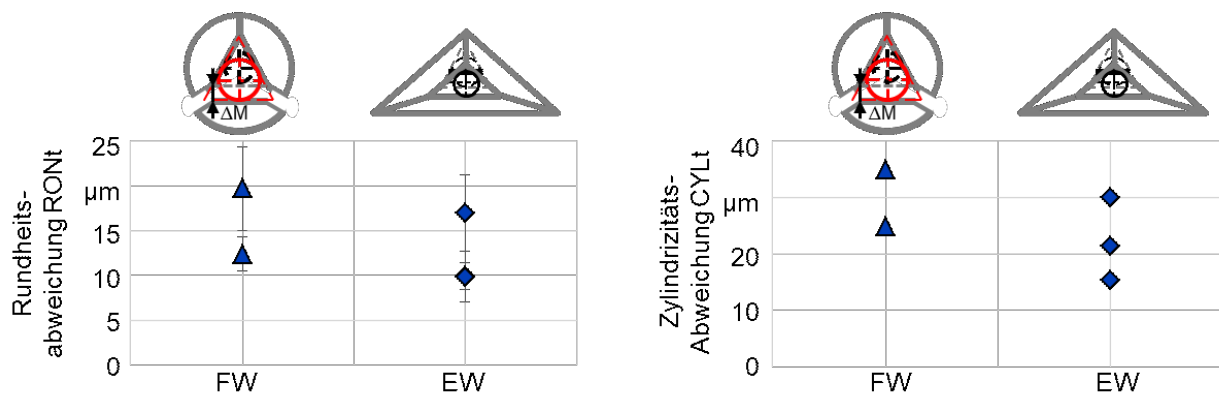


Bild 4.26: Rundheit und Zylindrität bei konditionierten Halbzeugen aus Edelstahl 1.4301 beim exzentrischen Rundkneten und einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$.

Eine Schlibbildanalyse zeigt, dass mit exzentrischen Werkzeugen umgeformte Halbzeuge ein für das exzentrische Rundkneten typisches Wirbelmuster und eine spiralförmige Kornorientierung aufweisen, siehe Bild 4.27. Korngrenzen im Randbereich sind nur schwer zu erkennen. Mittlere Korndurchmesser im Zentrum des Querschliffes sind sehr stark reduziert.

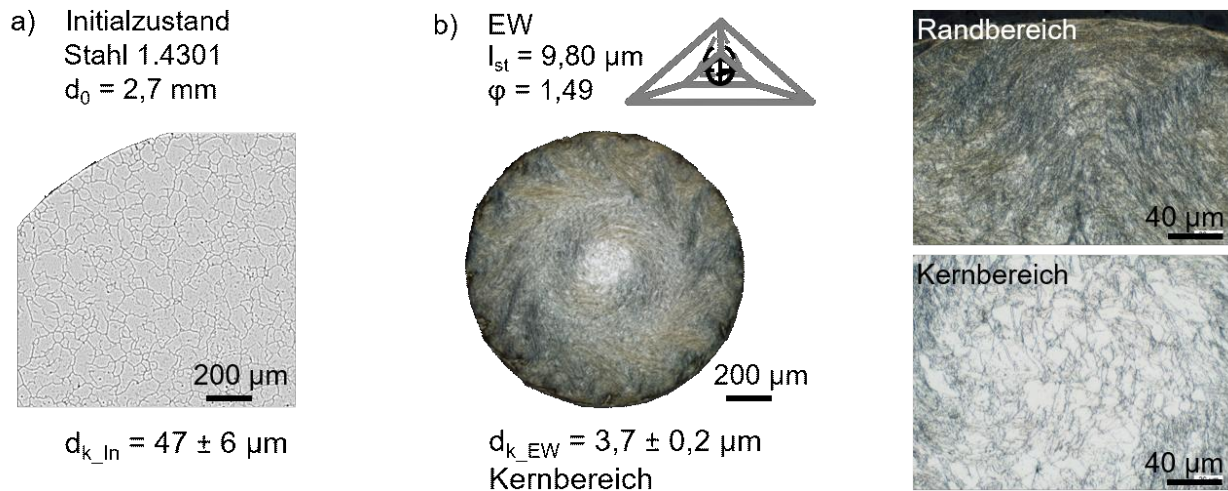


Bild 4.27: Mikrostruktur (Querschliff) von a) einem Werkstück im Initialzustand und b) einem durch exzentrisches Rundkneten konditionierten Halbzeug.

Bild 4.28 (a) zeigt eine Verteilung der Mikrohärtigkeit im Querschliff bei exzentrisch rundgekneteten Halbzeugen mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$. Der Härteverlauf ist nicht linear. Im intensiv umgeformten Grenzbereich erreicht die Mikrohärtigkeit Maximalwerte und nimmt zur Mitte hin ab. Nach dem Spannungsarmglühen der Halbzeuge aus der gleichen Charge kann die stark ausgeprägte Anisotropie des Gefüges während der Wärmebehandlung teilweise umgekehrt werden, siehe Bild 4.28 (b). Das Gefüge behält allerdings seine spiralförmige Struktur bei. Die Körner wachsen dabei bis zu $d_{k_EW} = 8,4 \pm 0,1 \mu\text{m}$ im Kernbereich sowie und $d_{k_EW} = 4,9 \pm 0,2 \mu\text{m}$ im Randbereich des Querschliffes an. Die Werte der Mikrohärtigkeit entlang des Querschnittes fallen etwas höher aus als bei den nicht wärmebehandelten Halbzeugen. Nach der Wärmebehandlung kann ebenfalls festgestellt werden, dass die Anwendung exzentrischer Werkzeuge EW im Stande ist, die Risstiefe im Vergleich zu den exzentrischen Versuchen durch den radialen Versatz der Flachwerkzeuge FW zu reduzieren. Während der nachfolgenden Wärmebehandlung wachsen die beim Umformen gebildeten Karbide und werden auf den Schlibbildern sichtbar (kleine schwarze Punkte).

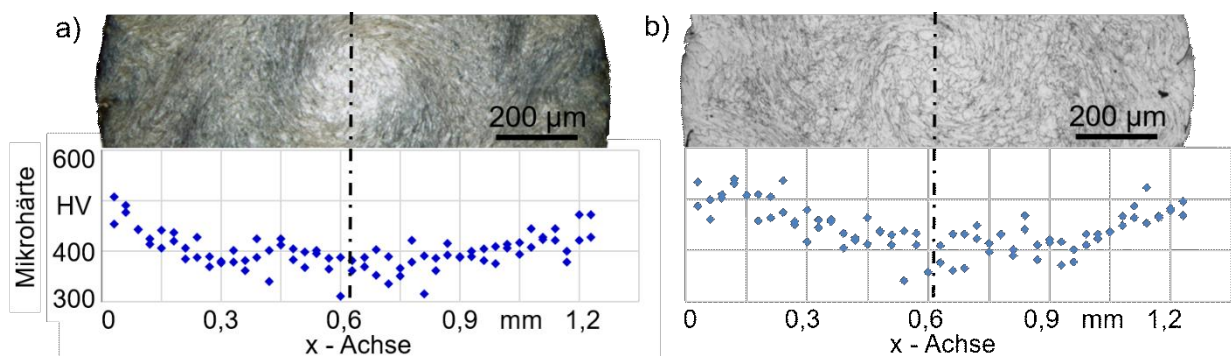


Bild 4.28: Mikrohärtigkeit der Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 in Querrichtung nach dem Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen und einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ bei einem Umformgrad von $\varphi = 1,49$ a) ohne Wärmebehandlung; b) nach Spannungsarmglühen.

Die Analyse der Mikrohärtigkeit in Längsrichtung zeigt Unterschiede zwischen der Verteilung im Randbereich und im Kern des konditionierten Halbzeuges, siehe Bild 4.29. Ähnlich wie bei den Ergebnissen des Querschliffes zeigt die Härte im Kernbereich des Halbzeuges geringere Werte im Vergleich zum Randbereich. Punkte im Randbereich streuen stark, während die Härteverteilung im Kern homogener erscheint.

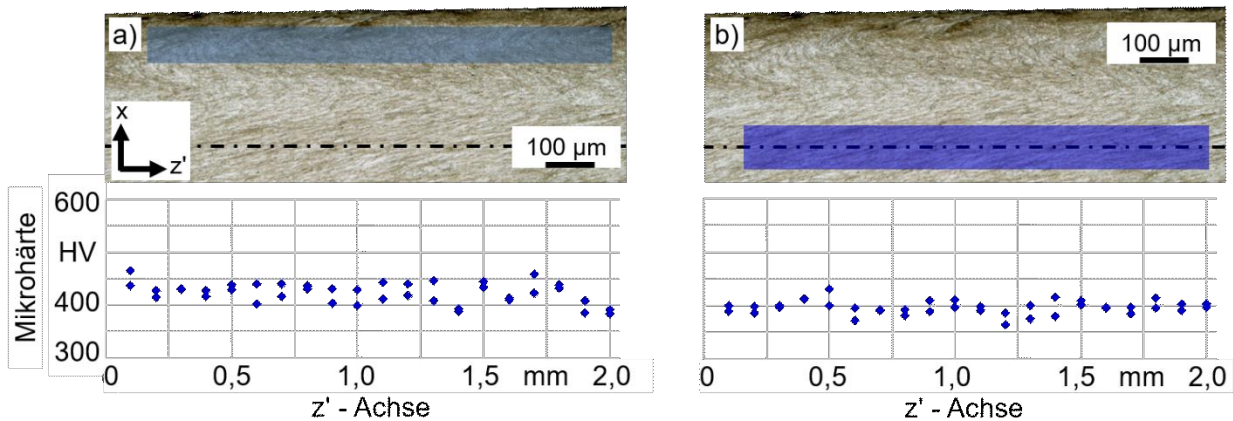


Bild 4.29: Mikrohärtigkeit von Halbzeugen aus Edelstahl 1.4301 in Längsrichtung nach dem Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ bei einem Umformgrad von $\varphi = 1,49$ a) im Randbereich b) im Kernbereich, nach [Toe18b].

Die Änderung des Vorschubes pro Schlag l_{st} bei Nutzung exzentrischer Werkzeuge EW liefert eine spezifische Geometrie beim Halbzeug im Querschnitt, siehe Bild 4.30. Ein Übergang von der runden Geometrie mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ hin zum dargestellten Oktogon bei $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ erfolgt ab einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 16,6 \mu\text{m}$. Die achteckige Gestaltung des Halbzeuges kann dadurch erklärt werden, dass bei einer Erhöhung des Werkstückvorschubes durch Schließen der Werkzeuge zu einem Dreieck die beiden Seiten des stumpfen Winkels eine größere Rolle spielen als die gegenüberliegende Seite.

Exzentrisch rundgeknetete Halbzeuge weisen beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ ein für exzentrisches Rundkneten typisches Wirbelmuster und eine spiralförmige Kornorientierung auf, die allerdings noch stärker ausgeprägt ist als bei $l_{st} = 9,6 \mu\text{m}$. Der Vorschub pro Schlag l_{st} beeinflusst ebenfalls die Oberflächenrauheit, die auf einen Wert von $S_a = 1,36 \pm 0,48 \mu\text{m}$ ansteigt im Vergleich zum geringeren Vorschub pro Schlag. Ähnlich wie die beim Variieren des Schlagfolgewinkels $\Delta\phi$ erzeugten Polygone, besitzen die EW-Halbzeuge die höheren Werte für Rundheits- und Zylindrizitätsabweichungen als die kreisförmigen Geometrien. Durch exzentrische Werkzeuge EW umgeformte Halbzeuge zeigen eine mittlere Rundheitsabweichung R_{ONT} , die bei $28,9 \pm 2,6 \mu\text{m}$ liegt, während die mittlere Zylindrizitätsabweichung einen Wert von $CYLt = 37,45 \pm 6,3 \mu\text{m}$ besitzt.

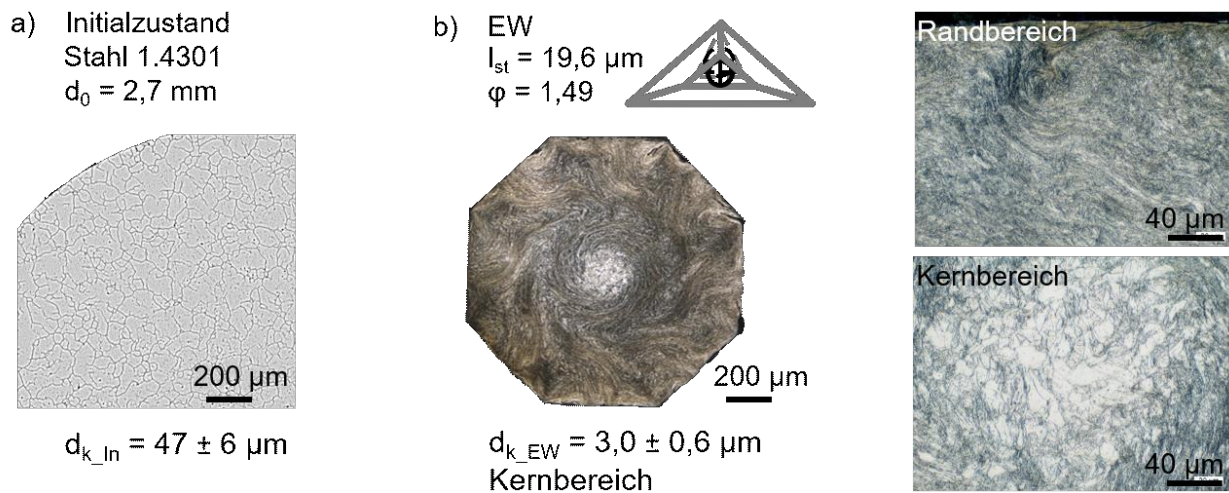


Bild 4.30: Mikrostruktur (Querschliff) eines a) nicht rundgekneteten Werkstückes und b) durch exzentrisches Rundkneten konditionierten Halbzeuges.

Mittels optischer Mikroskopie können Korngrenzen lediglich im Mittelbereich des Halbzeuges sicher ausgemacht werden. Die mittlere Korngröße in der Mitte des Querschliffes kann mit $d_{k_EW} = 3,0 \pm 0,6 \text{ μm}$ angegeben werden. Untersuchungen, die mittels hochauflösender Transmissionselektronenmikroskopie durchgeführt wurden, erlauben zudem eine noch präzisere Gefügeanalyse in Längsrichtung. Die Geometrie des ausgestrahlten Bereiches, vgl. dazu Kapitel 3.4.2, erlaubt es, Korngrößen näher zum Randbereich oder zur Mitte des Halbzeuges zu bewerten.

Auf den Hellfeldbildern in Bild 4.31 sind gestreckte Versetzungszellen mit Einzelversetzungen und Versetzungsknäueln in Bearbeitungsrichtung Z erkennbar. Weiterhin sind näher zur Mitte des Halbzeuges (Bild 4.31 (a)) Martensitplatten und gröbere Körner auszumachen als im Bereich, der sich näher zum Rand befindet (Bild 4.31 (b)).

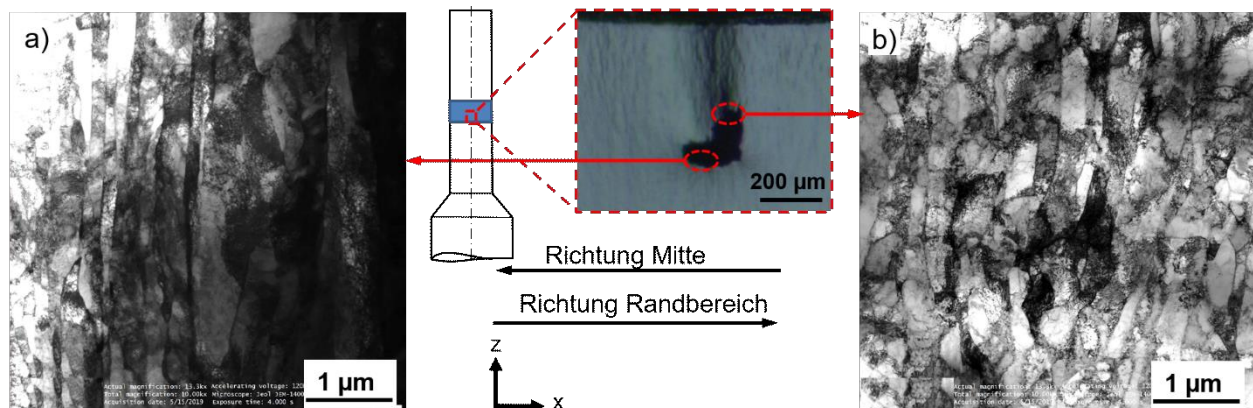


Bild 4.31: Mikrostruktur von Halbzeugen aus Edelstahl 1.4301 in Längsrichtung nach dem Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \text{ μm}$ und einem Umformgrad von $\varphi = 1,49$ a) zur Mitte; b) zum Randbereich (Quelle: Arbut, A.; Core Facilities; Nazarbajev Universität).

Bild 4.32 zeigt Schlibfbildvergrößerungen, wobei Bild 4.32 (a) näher an der Mitte des Halbzeuges liegt und Bild 4.32 (b) näher zum Randbereich ausgerichtet ist. Im Vergleich zur Mikrostruktur in der Mitte des Halbzeuges sind die Versetzungszellen in Richtung des Randbereiches in Bearbeitungsrichtung weniger gestreckt, wobei ebenfalls Einzelversetzungen sowie Versetzungsknäule oder ggf. Kleinwinkelkorngrenzen zu sehen sind. In Bild 4.32 (a) sind außerdem Carbid- und / oder Mn-Ausscheidungen mit Orowan-Mechanismus Versetzungsringen zu erkennen. Diese Analyse zeigt deutlich, dass das exzentrische Rundkneten eine Kornstruktur liefert, die im Randbereich eindeutig ein UFG-Gefüge (Korngröße unter $1\ \mu\text{m}$) in radiale Richtung X sowie in axiale Richtung Z ausbildet, siehe Bild 4.32 (b).

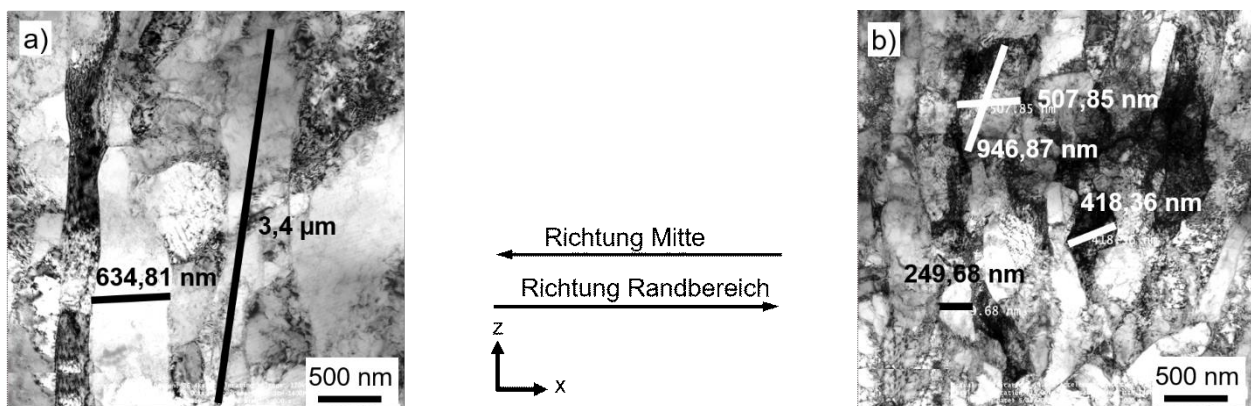


Bild 4.32: Mikrostruktur (Vergrößerung) von Halbzeugen aus Edelstahl 1.4301 in Längsrichtung nach dem Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6\ \mu\text{m}$ und einem Umformgrad von $\varphi = 1,49$ a) zur Mitte; b) zum Randbereich (Quelle: Arbuz, A.; Core Facilities; Nazarbaev Universität).

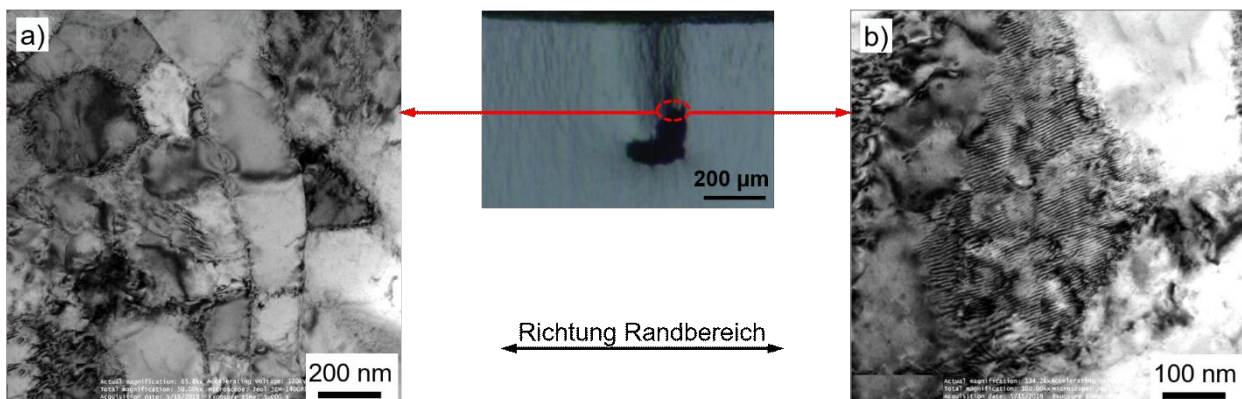


Bild 4.33: Mikrostruktur von Halbzeugen aus Edelstahl 1.4301 in Längsrichtung nach dem Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6\ \mu\text{m}$ und einem Umformgrad von $\varphi = 1,49$ (Quelle: Arbuz, A.; Core Facilities; Nazarbaev Universität).

Eine weitere vergrößerte Aufnahme dieser Mikrostruktur in Richtung Randbereich nach dem exzentrischen Rundkneten (Bild 4.33 (a)), zeigt in Bearbeitungsrichtung wenig gestreckte Versetzungszellen. Die Versetzungen umgehen die Carbid- und / oder Mn-Ausscheidungen und

liegen als Ringe an deren Grenzflächen vor. In Bild 4.33 (b) sind außerdem Moire-Linien erkennbar, welche auftreten, sobald an einer Stelle der Probe zwei Kristalle übereinander liegen. Das Gefüge und die Mikrohärteverteilung nach dem exzentrischen Rundkneten beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ ist in Bild 4.34 (a) dargestellt. Die Ausprägung der Härteverlaufs spiegelt hier stark die Querschliffmuster wider. Ähnlich wie beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ nimmt die Härte im Grenzbereich Maximalwerte an und in Richtung Mitte sind die Werte abnehmend. Vor dem zentralen Teil des Querschliffes nimmt allerdings die Mikrohärte beim höheren Vorschub pro Schlag wieder zu und sinkt im Zentrum des Halbzeugs, wo die Körner weniger verformt sind. Dies kann durch eine Kombination mehrerer Effekte verursacht werden. Zum einen sind dies Spannungen, die durch einen komplexen Werkstofffluss im Bereich der Wirbelmuster entstehen. Zum anderen kann die Härte durch die Bildung kleiner Karbide erhöht werden, die während der nachfolgenden Wärmebehandlung wachsen. Während die gleiche Wärmebehandlung für Werkstücke, bearbeitet mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$, siehe Bild 4.28, Änderungen hinsichtlich des Musters hervorrufen, so werden die ausgebildeten Wirbelmuster und die spiralförmige Kornorientierung durch das Spannungsarmglühen beim Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ kaum beeinflusst, siehe Bild 4.34 (b). Die Härteverteilung wird dabei homogener und bleibt nach dem Spannungsarmglühen über den gesamten Querschnitt. Somit können die Eigenschaften der umgeformten Werkstücke sowohl durch eine Variation der Prozessparameter als auch durch eine anschließende gezielte Wärmebehandlung eingestellt werden.

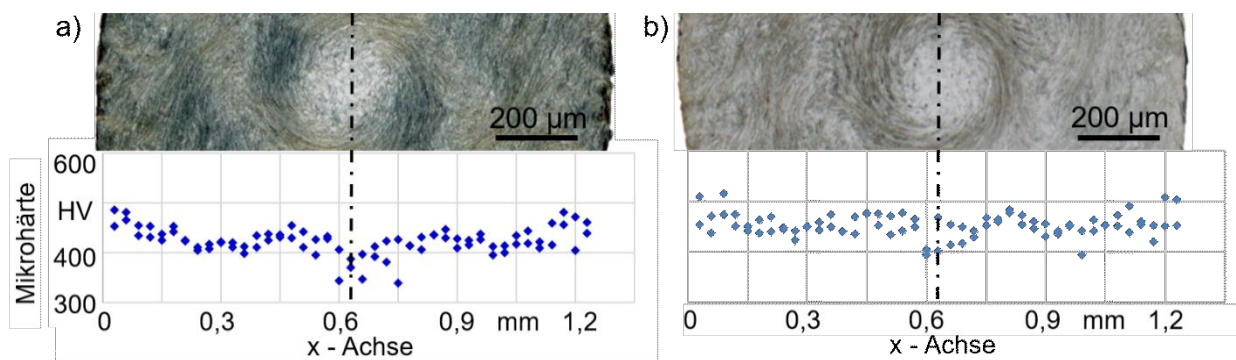


Bild 4.34: Mikrohärte von Halbzeugen aus Edelstahl 1.4301 in Querrichtung nach dem Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen und einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ und einem Umformgrad von $\varphi = 1,49$ a) ohne Wärmebehandlung; b) nach Spannungsarmglühen, nach [Toe18b].

Mittelwerte für die Härte nach dem exzentrischen Rundkneten (EW) sowohl im Randbereich als auch in der Halbzeugmitte unterscheiden sich wenig voneinander. Es ist allerdings in Bild 4.35 (a) zu sehen, dass die Härtewerte mit $\pm 20 \text{ HV } 0,001$ sehr stark streuen und der Härteverlauf entlang des gesamten gemessenen Bereiches nicht stabil ist, während die Mikrohärte in Zentrum des Halbzeuges eine viel geringere Streuung von $\pm 8 \text{ HV } 0,001$ aufweist.



Bild 4.35: Mikrohärte von Halbzeugen aus Edelstahl 1.4301 in Längsrichtung nach dem Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen und einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ und einem Umformgrad von $\varphi = 1,49$ a) im Randbereich; b) im Kernbereich, nach [Toe18b].

Drei weitere Umformprozesse erfolgen in zwei Prozessschritten. Beim zweistufigen exzentrischen Rundkneten wurden die Werkstücke im ersten Schritt (Stufe 1) bis auf einen Durchmesser von $d_{zw} = 1,8 \pm 0,02 \text{ mm}$ umgeformt und im Folgeschritt (Stufe 2) bei drei Varianten und unverändertem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ bis zu einem Zieldurchmesser von $d_1 = 1,28 \pm 0,02 \text{ mm}$ rundgeknetet: 1) ohne Änderung der Vorschubrichtung; 2) mit Richtungsänderung; 3) mit Richtungsänderung und einer Zwischenwärmebehandlung bei $600 \text{ }^\circ\text{C}$ für 60 min. Ziel dabei war es, die Wiederherstellung der Umformbarkeit des Werkstückes bei Erschöpfung der Dehnungsreserve mittels Spannungsarmglühen für weitere Umformschritte, zu erreichen.

Beim einstufigen exzentrischen Rundkneten ist eine ausgeprägte Anisotropie der Mikrostruktur zu beobachten. Bild 4.36 (a) zeigt das Gefüge eines zweistufig umgeformten Halbzeuges in Querrichtung. Die Vorschubrichtung des Werkstückes wurde dabei zwischen Stufe 1 und Stufe 2 beibehalten. Die Ergebnisse zeigen einen deutlich ausgeprägten zentralen Teil des Halbzeuges mit gut unterscheidbaren Korngrenzen, während bei der Mikrostruktur im Außenbereich die Wirbelmuster und die spiralförmige Kornorientierung verloren gehen. Da die Korngrößen durch die optische Mikroskopie jedoch nicht unterscheidbar sind, besteht die Annahme, dass diese in Bezug auf ihre Größe unverändert bleiben. Bei der zwischenstufigen Änderung der Vorschubrichtung sind mehrere Risse auf der Halbzeugoberfläche zu beobachten, siehe Bild 4.36 (b). Die Mikrostruktur wird dabei allerdings homogener im Vergleich zum einstufigen exzentrischen Rundkneten (Bild 4.30), wobei die spiralförmige Kornorientierung jedoch bestehen bleibt. Die mittlere Korngröße in Querrichtung wächst im Vergleich mit dem vorherigen Prozess ohne Änderung der Vorschubrichtung. Vorangegangene Untersuchungen zeigen, dass eine anschließende gezielte Wärmebehandlung die Eigenschaften wie beispielhaft die Mikrohärte von konditionierten Halbzeugen beeinflusst. Beim Ziel, die Halbzeugeigenschaften zu verbessern, stellt sich die Frage, wie sich eine zwischenstufige Wärmebehandlung auf das Werkstoffgefüge auswirkt und in Kombination mit dem exzentrischen Rundkneten zusammenwirkt. Bild 4.36 (c)

veranschaulicht die Mikrostruktur eines rundgekneteten Halbzeuges, das in zwei Stufen mit jeweils unterschiedlichen Vorschubrichtungen hergestellt und einem zwischenstufigen Spannungsarmglühen ausgesetzt wurde, siehe Anhang, Tabelle 2, Nr. 31. Einerseits fällt durch eine solche Bearbeitungsreihenfolge die mittlere Korngröße geringer aus als bei der Bearbeitungsreihenfolge ohne Wärmebehandlung. Andererseits geht aus dem Querschliff klar hervor, dass eine Wärmebehandlung, die üblicherweise bei aufeinanderfolgenden Kaltumformverfahren zur Reduktion von aufgebauten Spannungen aus der ersten Stufe eingesetzt wird und die Umformbarkeit wiederherstellen soll, sich beim mehrstufigen exzentrischen Rundkneten als eher schädlich erweist. Kleine Mikrorisse, die während des ersten Umformschrittes entstehen, werden durch die Wärmebehandlung geweitet und wirken im darauffolgenden Umformschritt durch einen Verdreheffekt des exzentrischen Rundknetens negativ auf die Halbzeugoberfläche ein. Damit steigt die Wahrscheinlichkeit, dass mittels Wärmebehandlung aufgeweitete Mikrorisse im zweiten Umformschritt zwischen den Knetwerkzeugen eingeklemmt und noch weiter aufgerissen werden können. Daraus resultierende kleine Späne führen zu schädlichen Folgen hinsichtlich der eingesetzten Umformwerkzeuge.

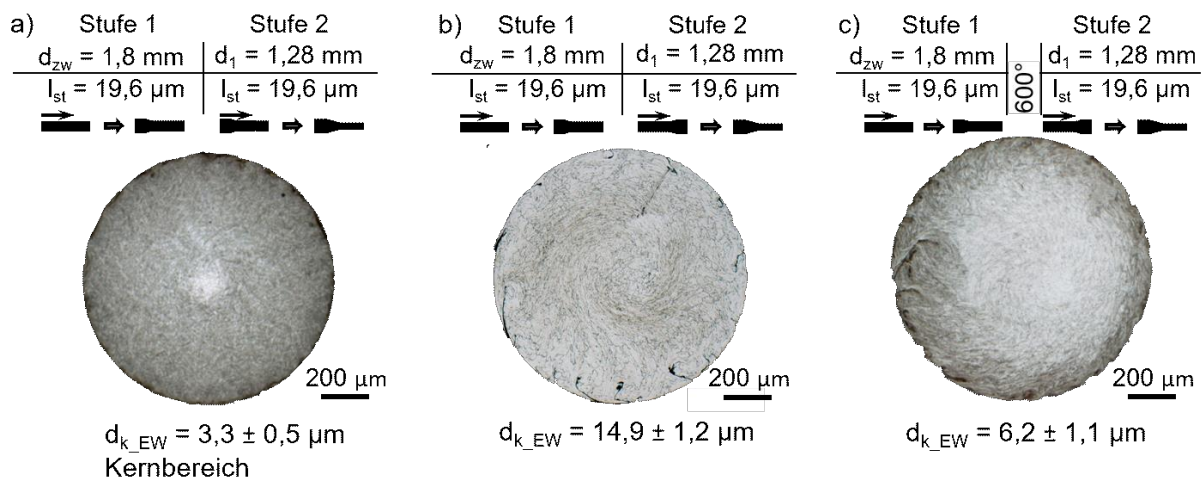


Bild 4.36: Mikrostruktur (Querschliff) von Halbzeugen aus Edelstahl 1.4301 nach dem zweistufigen exzentrischen Rundkneten a) ohne Änderung der Vorschubrichtung; b) mit Änderung der Vorschubrichtung; c) mit Änderung der Vorschubrichtung und einem zwischenstufigen Spannungsarmglühen.

Bei zweistufigen Prozessen ändert sich die Mikrostruktur des umgeformten Halbzeuges und bewirkt somit eine Veränderung der mechanischen Eigenschaften. Querschliffe können in drei Zonen aufgeteilt werden: I) gleichmäßig geformte Mitte des Halbzeuges; II) stark verformter mittlerer Abschnitt des Halbzeuges; und III) äußerer Bereich. Bild 4.37 zeigt Ergebnisse der Härtemessung von zweistufig umgeformten Werkstücken ohne Änderung der Vorschubrichtung zwischen beiden Umformschritten. Der Mittelwert der Härten entlang des Querschliffes in Zone III ist um 32 HV 0,001 höher als in Zone II. In Zone I fällt die Härte am geringsten aus und liegt dabei um 23 HV 0,001 niedriger als in Zone II. Somit weist das umgeformte Halbzeug eine inhomogene Härteverteilung entlang des Mikroquerschnittes auf. Dies bestätigt ebenfalls die Verteilung der

Mikrohärte entlang des gemessenen Abschnittes in Längsrichtung. Die im Randbereich gemessenen Punkte der Mikrohärte liegen um 26 HV 0,001 höher als in der Mitte des Halbzeuges und streuen weniger in x-Richtung.

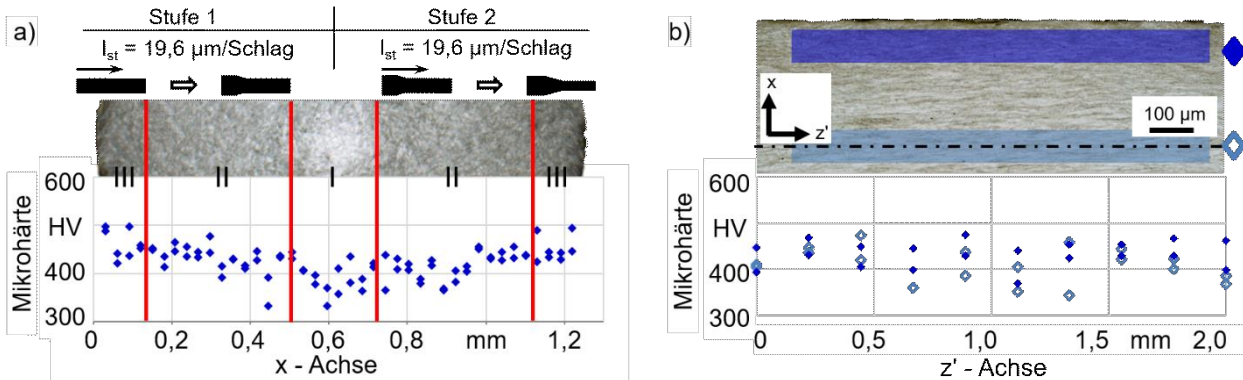


Bild 4.37: Mikrostruktur und Mikrohärte eines umgeformten Halbzeuges nach einem zweistufigen exzentrischen Rundkneten ohne Vorschubrichtungsänderung: a) Querschliff; b) Längsschliff, nach [Ish19].

Eine Änderung der Vorschubrichtung zwischen zwei Umformstufen führt zu einer zusätzlichen Erhöhung der Mikrohärte sowohl im Quer- als auch im Längsschliff, siehe Bild 4.38. Die Werte aller drei Zonen liegen dabei um ca. 40 HV 0,001 höher als die Mittelwerte der jeweiligen Zonen bei den Versuchen ohne Änderung der Vorschubrichtung. Messungen zeigen, dass abgesehen vom Verlust des Wirbelmusters im Gefüge und dem Körnerwachstum, im Vergleich zum einstufigen Prozess und dem Rundkneten ohne Vorschubrichtungsänderung, der Mikrohärteverlauf seinen typisches V-förmiges Profil weiter beibehält. Im Längsschnitt liegen die gemessenen Werte für die Mikrohärte etwas höher als bei der Bearbeitungsreihenfolge ohne Richtungsänderung und zeigen darüber hinaus eine viel geringere Streuung. Im äußeren Bereich besitzt die Mikrohärte einen um 39 HV 0,001 höheren Mittelwert als im Mittelbereich des Halbzeuges. Zusätzliche Kaltverfestigung kann durch drei unterschiedliche Mechanismen erklärt werden. Der erste Mechanismus liegt begründet in der Änderung des Werkstoffflusses bei den verschiedenen Umformverfahren. Folglich unterscheidet sich der reale Umformgrad vom nominalen Umformgrad, der nur durch die resultierende Gesamtveränderung der Geometrie definiert ist und für alle Versuche gleichbleibt. Der zweite Mechanismus besteht darin, dass sich Art und Richtung der Spannung und Dehnung deutlich unterscheiden. Daher unterscheidet sich die Härteentwicklung insbesondere dann, wenn sie durch die Martensitbildung verursacht wird. Der dritte Mechanismus besteht aus einer Änderung der kristallographischen Orientierung der Kornbestandteile des Gefüges während der Variation der Vorschubrichtung.

Bei geänderter Vorschubrichtung und einer zusätzlichen Wärmebehandlung zwischen zwei Umformschritten verschieben sich die Zonen des Schliffmusters, siehe Bild 4.39. Die mittlere Zone I liegt nicht mehr zentrisch und verschiebt sich seitwärts. Zone III weist Risse auf, die deutlich tiefer in die Struktur eindringen als bei Halbzeugen ohne Wärmebehandlung, womit sich der Randbereich des umgeformten Halbzeuges ändert. Die Verschiebung der Zonen spiegelt sich

im Mikrohärteverlauf entlang der x -Achse des Querschliffes wider. Die Analyse zeigt, dass die mittleren Werte der Mikrohärte bei diesen Prozessparametern höher liegen als bei Versuchen mit oder ohne Änderung der Vorschubrichtung. In Zone III kommt die Härte auf einen um 38 HV 0,001 höheren Wert als in der gleichen Zone bei geänderter Vorschubrichtung ohne Wärmebehandlung. In Zone II liegt diese Differenz bei 10 HV 0,001 und in Zone I macht die Differenz 40 HV 0,001 aus. Wie bei den Querschliffen auch führt bei den Längsschliffen eine Zwischenwärmebehandlung ebenfalls zu einer Erhöhung der Mikrohärte nach der zweiten Stufe des Rundknetens. Die Verteilung der Mikrohärte im Längsschliff verhält sich inhomogen in den beiden gemessenen Bereichen. Die Messwerte streuen stark. Im äußeren Bereich zeigt die Mikrohärte einen Mittelwert, der um 39 HV 0,001 höher ausfällt als im Mittelbereich des Halbzeuges.

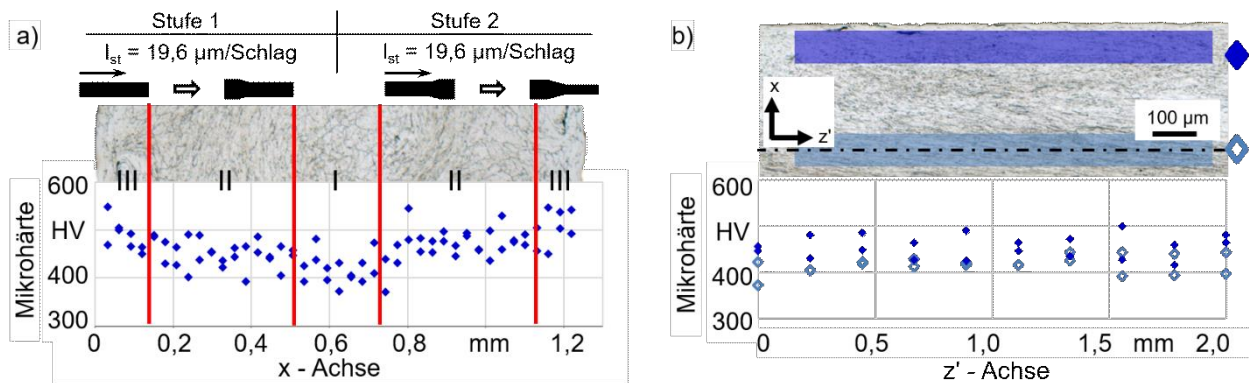


Bild 4.38: Mikrostruktur und Mikrohärte eines umgeformten Halbzeuges nach einem zweistufigen exzentrischen Rundkneten mit Vorschubrichtungsänderung: a) Querschliff; b) Längsschliff, nach [Ish19].

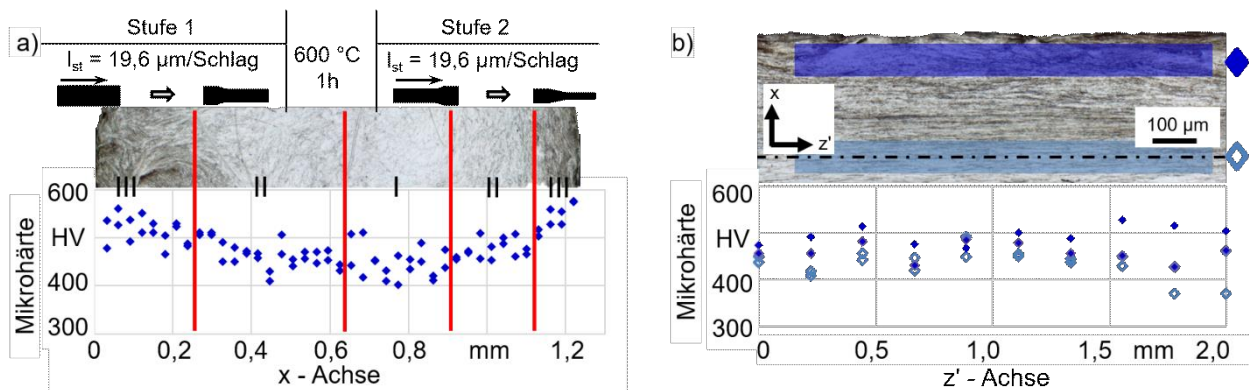


Bild 4.39: Mikrostruktur und Mikrohärte eines umgeformten Halbzeuges nach einem zweistufigen exzentrischen Rundkneten mit Vorschubrichtungsänderung und einer zusätzlichen Zwischenwärmebehandlung: a) Querschliff; b) Längsschliff.

4.2 Werkstoffflussuntersuchung beim exzentrischen Gewindeketten

Die Untersuchung des Werkstoffflusses bei rundgekneteten Werkstücken erfolgt in zwei Stufen: 1) Konditionierung von Werkstücken aus Edelstahl 1.4301 mit einem Initialdurchmesser von $d_0 = 2,70$ mm und einer Initiaillänge $l_0 = 84$ mm durch unterschiedliche Verfahrensvarianten und 2) Charakterisierung anhand des exzentrischen Gewindeketten, siehe Anhang, Tabelle 3.

Stufe 1. Bei der Werkstoffflussuntersuchung werden die Geometrieänderungen der konditionierten Werkstücke in axialer sowie radialer Richtung betrachtet. Daher ist wichtig, dass beim Rundkneten in der ersten Stufe konditionierte Werkstücke einen nach Möglichkeit konstanten Durchmesser entlang des Werkstückes beibehalten. Der Zieldurchmesser für Stufe 1 liegt bei $d_1 = 1,55 \pm 0,02$ mm. Die radiale Zustellung der Keile wird hierbei individuell in Abhängigkeit vom verwendeten Werkzeugtyp eingestellt und die Werkstücke bei einem konstanten Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8$ μm bei einer konstanten Hubamplitude $h_T = 0,2$ mm rundgeknetet. Es werden pro Versuchsreihe fünf Werkstücke umgeformt und analysiert. Die Ergebnisse zeigen, dass alle resultierenden Durchmesserwerte innerhalb der angegebenen Toleranzen liegen, siehe Bild 4.40 (links). Die Mittelwerte der Oberflächenrauheit S_a , bei den durch unterschiedliche Methoden konditionierten Halbzeuge, weichen nur geringfügig voneinander ab, siehe Bild 4.40 (rechts). Den niedrigsten Wert weisen hier RW-Halbzeuge auf und EW-Halbzeuge zeigen den höchsten Wert. Die Analyse zeigt, dass die Zunahme der Differenz zwischen dem Enddurchmesser d_1 und dem nominalen Durchmesser d_{nom} , wie z. B. bei Flachwerkzeugen, sich negativ auf die Streuung der gemessenen Oberflächenrauheit S_a auswirkt.

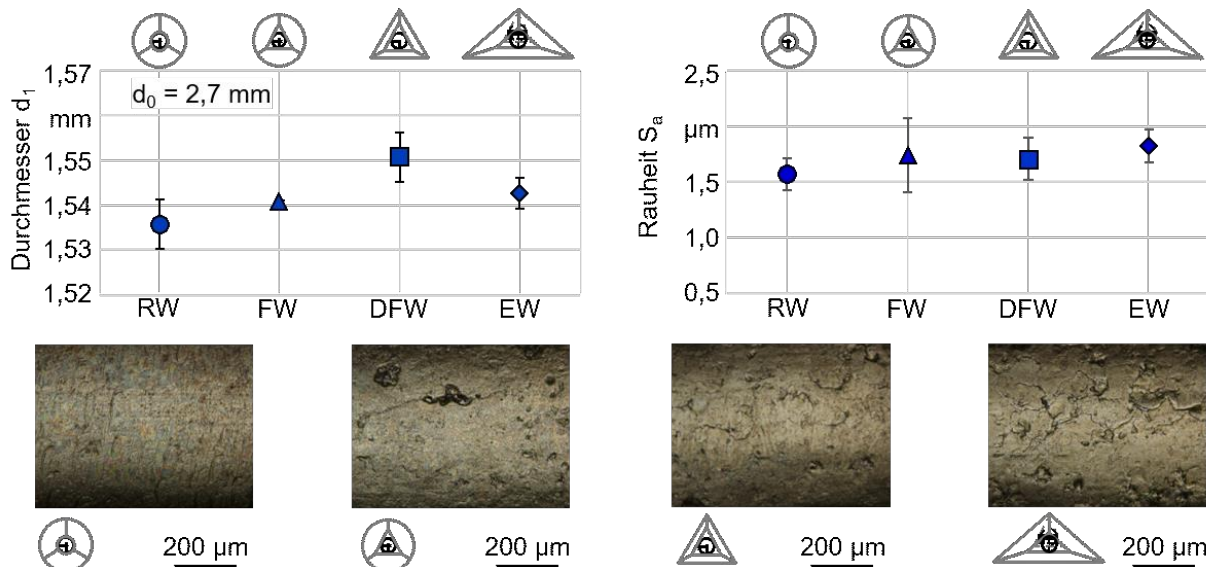


Bild 4.40: Durchmesser und Rauheit konditionierter Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 in Abhängigkeit von der eingesetzten Werkzeuggeometrie und einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8$ μm .

Die Mikrostruktur von Halbzeugen nach Stufe 1 wird in Bild 4.41 und Bild 4.42 gezeigt. Schiffe des RW-Halbzeuges in Quer- sowie in Längsrichtung weisen ein homogen umgeformtes Gefüge ohne spiralförmige Kornorientierung auf. FW-Halbzeuge besitzen eine minimal ausgebildete

spiralförmige Kornorientierung in Querrichtung. In Längsrichtung zeigen die Schlitze eine Zeiligkeit. Bei DFW-Halbzeugen weist das Gefüge bereits mehr ausgeprägte spiralförmige Kornorientierung auf. Nach dem exzentrischen Rundkneten bildet sich zudem auch ein Wirbelmuster in Quer- sowie in Längsrichtung. Allerdings ist dieses Wirbelmuster nicht so stark ausgeprägt wie beim Rundkneten mit gleichen Einstellungen aber höherem Umformgrad von $\varphi_g = 1,49$. Außerdem weisen Halbzeuge, die mit einem geringeren Umformgrad von $\varphi_g = 1,1$ rundgeknetet wurden, eine gröbere Kornstruktur auf. Dies deutet auf einen starken Einfluss des Umformgrades φ_g auf die Ausbildung eines feineren Gefüges beim Rundkneten hin. Beim exzentrischen Rundkneten weicht die mittlere Korngröße in Querrichtung nicht weit von den anderen Versuchsreihen ab, dennoch ist eine deutliche Kornverkürzung in Längsrichtung zu beobachten. im Vergleich zu Halbzeugen, die mit anderen Werkzeugtypen konditioniert wurden. Die eingebrachte Scherdehnung bei geringen Umformgraden ist allerdings nicht ausreichend um ein feinkörniges Gefüge zu liefern.

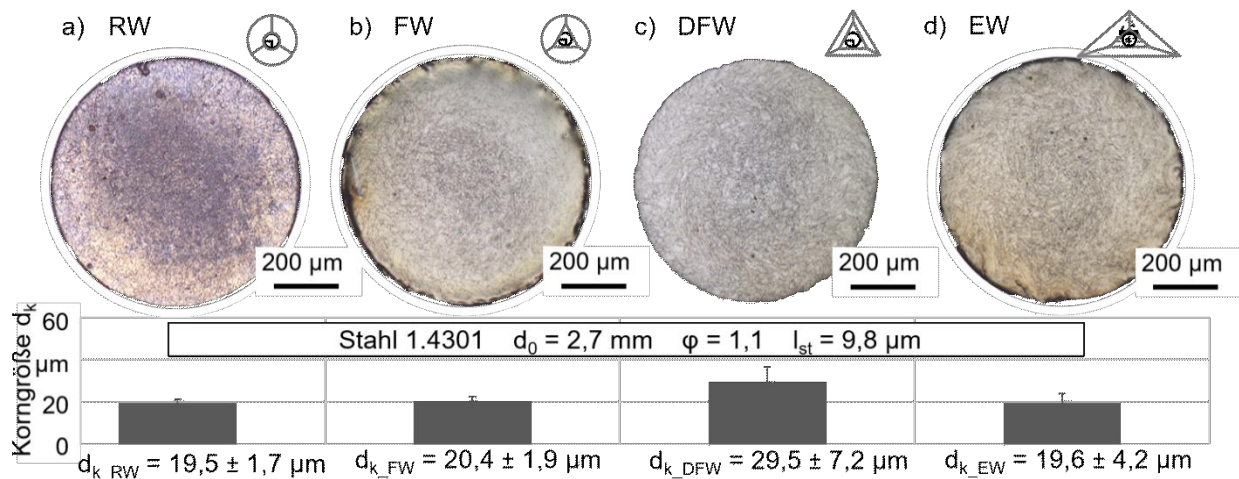


Bild 4.41: Mikrostruktur (Querschliff) konditionierter Halbzeuge nach Stufe 1 bearbeitet mit a) Rund-; b) Flach-; c) Doppelflach- und d) exzentrischen Werkzeugen.

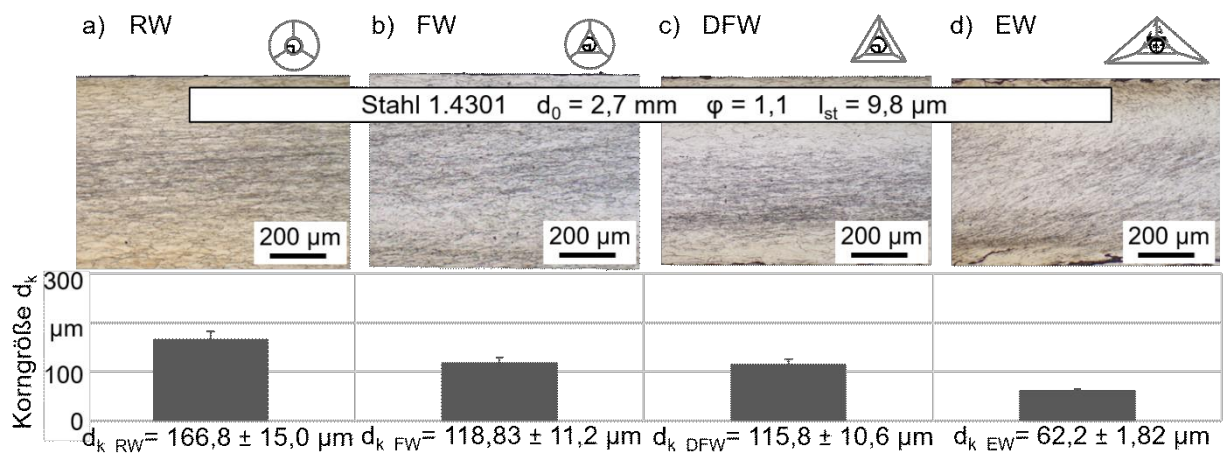


Bild 4.42: Mikrostruktur (Längsschliff) konditionierter Halbzeuge nach Stufe 1 bearbeitet mit a) Rund-; b) Flach-; c) Doppelflach- und d) exzentrischen Werkzeugen.

Stufe 2. Für die Visualisierung des Werkstoffflusses beim Gewindekneten werden die aus der ersten Stufe konditionierten Halbzeuge durch eine Kombination von zwei Doppelflachwerkzeugen (DFW) und einem modularen Werkzeug (MW) umgeformt. Bei dieser Auswahl soll der Werkstoff bei diesem Schritt nicht nur durch den Nocken des modularen Werkzeuges verdrängt, sondern auch durch die Kombination der Werkzeuge ($d_{\text{nom_MW}} = 1,07 \text{ mm}$) radial umgeformt werden. Beim exzentrischen Gewindekneten war die Kombination des Vorschubes pro Schlag von $l_{\text{st}} = 19,6 \text{ }\mu\text{m}$ im Zusammenhang mit dem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 9^\circ$ Gegenstand der Untersuchung. Die radiale Zustellung der Keile wurde bei der zweiten Stufe für alle Prozessreihen gleich gehalten. Die Kraftkurven unterschiedlich rundgekneteter Halbzeuge zeigen einen sehr ähnlichen Verlauf im Leerlauf und am Anfang des Prozesses im Spitzenbereich T, verlaufen danach jedoch mit einem jeweils unterschiedlichen Anstieg, siehe Bild 4.43. Es stellt sich die Frage, ob das Verhalten (Anstieg) der gemessenen Radiallastkurven mit dem Durchmesser der Halbzeuge d_1 (Bild 4.40) aus Stufe 1 korreliert, und ob die Halbzeuggeometrie, die sich nach Stufe 1 einstellt, einen großen Einfluss auf die Ergebnisse aus Stufe 2 ausübt. Den größten Anstieg der Radialkraft F_r innerhalb von Stufe 2 zeigen Rundknetprozesse mit DFW-Halbzeugen. Den geringsten Anstieg besitzt hingegen die Kurve für FW-Halbzeuge. Zwischen den beiden Verläufen befinden sich die Radialkraftkurven für das Rundkneten von RW-Halbzeugen und den etwas tiefer liegenden EW-Halbzeugen. Das zeigt, dass der gemessene Durchmesser d_1 aus Stufe 2 mit dem Anstieg der Radialkraft F_r beim exzentrischen Gewindekneten nicht korreliert. In einem anderen Fall wurde die Zunahme der Radialkraft bei der Korrelation mit dem Durchmesser d_1 nur in Abhängigkeit der geometrischen Eigenschaften wie Durchmesser d_1 beschrieben.

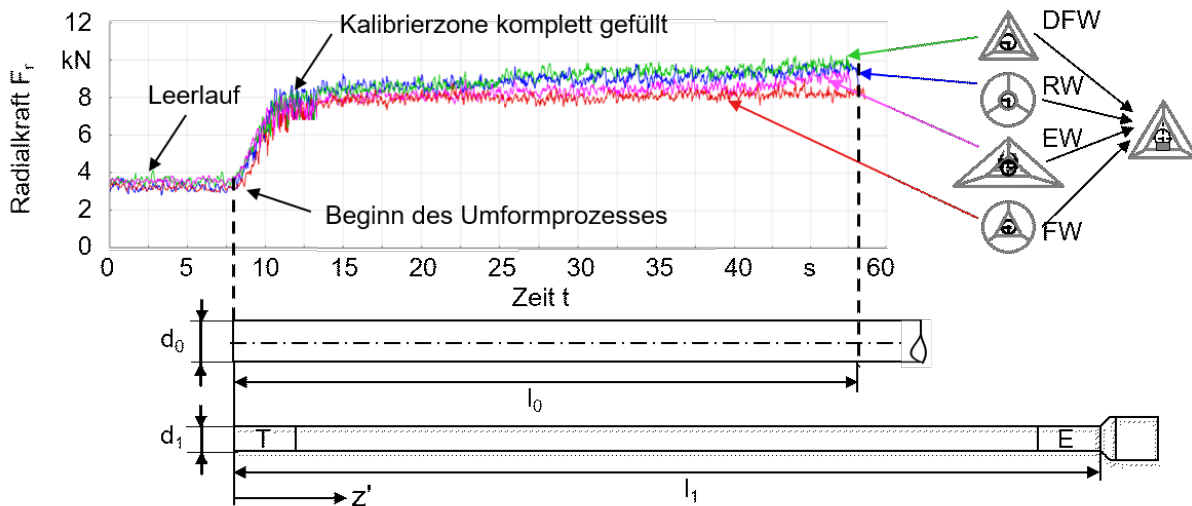


Bild 4.43: Radialkraft aufgetragen über die Zeit beim exzentrischen Gewindekneten (Stufe 2) mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{\text{st}} = 19,6 \text{ }\mu\text{m}$ und einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 9^\circ$.

Die Durchmesserentwicklung d_1 entlang von rundgekneteten Proben ist nach dem exzentrischen Gewindekneten in Bild 4.44 dargestellt. Für alle Versuchsreihen nimmt der Durchmesser d_1 entlang des Gewindewerkstückes von der Spitze (T) bis zum Endbereich (E) zu. Weder der Regressionskoeffizient m (Anstieg der linearen Funktion) noch der resultierende Durchmesser d_1

nach dem Gewindekneten korrelieren mit dem Durchmesser d_1 nach der Stufe 1, siehe Vergleich Bild 4.40 und Bild 4.44. Um mögliche Tendenzen verfolgen zu können, bleiben die Farben der fünf umgeformten Halbzeuge in Bild 4.44 und 4.45 durchgehend konsistent. Der Regressionskoeffizient m für die Durchmesserentwicklung d_1 entlang des Gewingehalbzeuges korreliert im Anschluss an das Gewindekneten mit dem Anstieg der Radialkraft F_r für jede Versuchsreihe. Somit stellt dies einen Hinweis darauf dar, dass der Werkstofffluss in radialer Richtung abnimmt. Für Untersuchungen des axialen Werkstoffflusses beim exzentrischen Gewindekneten ist die Änderung des radialen Werkstoffflusses daher zu berücksichtigen.

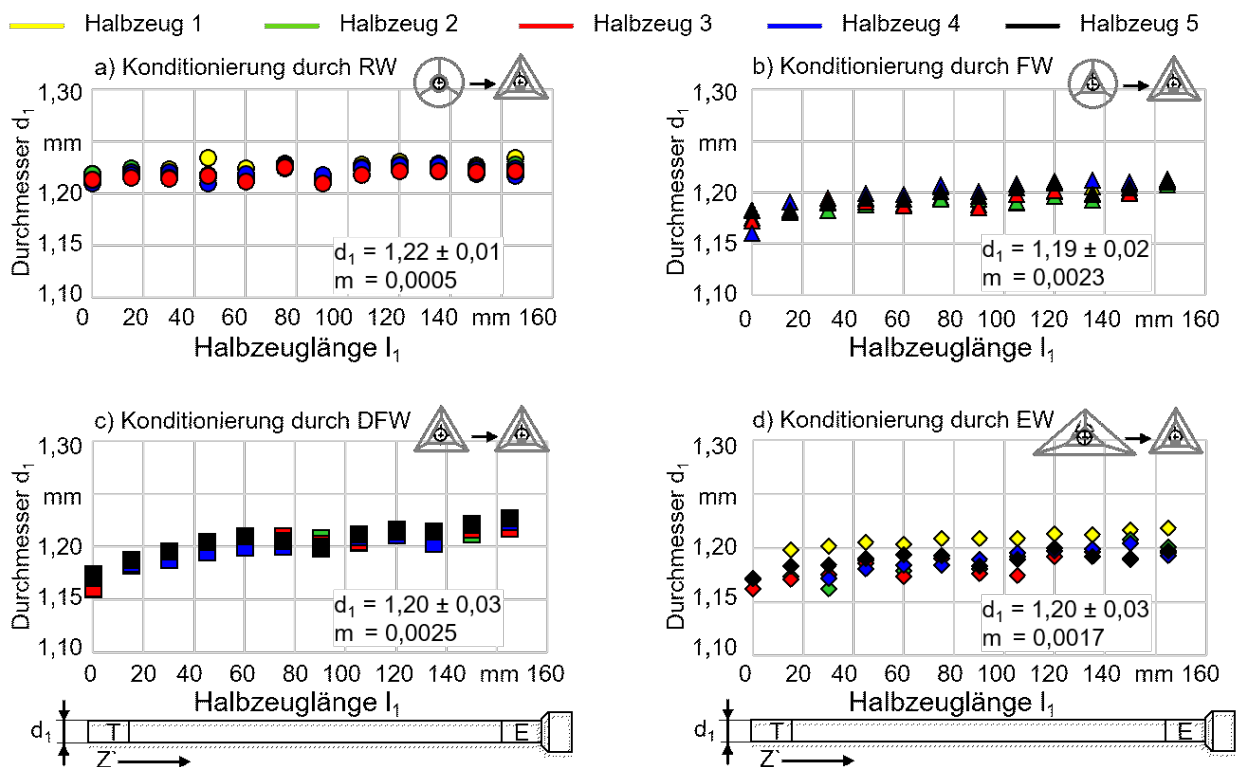


Bild 4.44: Durchmesserentwicklung entlang der Werkstücklänge beim exzentrischen Gewindekneten (Stufe 2) mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ und einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 9^\circ$ für konditionierte Halbzeuge (in Stufe 1) durch a) Rund-; b) Flach-; c) Doppelflach- und d) exzentrische Werkzeuge.

In Bild 4.45 sind vier Diagramme abgebildet, entsprechend der Werkzeugarten, die bei Stufe 1 zum Einsatz gekommen sind, mit jeweils fünf gemessenen Kurven zur Entwicklung des Steigungswertes P nach Stufe 2. Mit Hilfe der ermittelten Querschnittfläche A_1 in der Mitte des Gewidewerkstückes und den gemessenen Durchmesserwerten d_{1A_1} an der definierten Stelle A_1 und d_1 entlang des Werkstückes konnte eine erwartete kinematische Gewindesteigung P_{kin} entsprechend Gleichung 3.17 berechnet werden. Mit einem verminderten radialen Werkstofffluss (Durchmesser d_1 ist vergrößert, siehe Bild 4.44) geht eine Abnahme des axialen Flusses einher, wodurch eine Abnahme des Steigungswertes P_{kin} zu erwarten ist. Tatsächlich steigt der

gemessene Steigungswert P mit zunehmender Länge des Gewindewerkstückes vom Anfang des Werkstückes (T) bis zu seinem Ende (E) unabhängig von der Art der Halbzeugkonditionierung an. Diese Beobachtung ist ein Hinweis auf eine Zunahme des Werkstoffflusses in axialer Vorwärtsrichtung. Der erhöhte axiale Werkstofffluss, der mit einem verringerten radialen Fluss einhergeht, deutet auf eine Vergrößerung des Werkstoffvolumens hin, das mit jedem nachfolgenden Schlag gebildet wird. Während eines einzelnen Hubes wird ein Teil des geformten Volumens mit einem Durchmesser, der größer ist als d_1 , entgegen der Vorschubrichtung gepresst. Beim nächsten Hub wird dieses Volumen durch den kontinuierlichen Vorschub des Lineardirektantriebes zusätzlich in den Knetkopf eingebracht. Dieses zusätzliche Volumen erhöht die Belastung auf den Außenring womit die radiale Kraft F_r zunimmt, da der Außenring eine entgegengerichtete Kraft aufbauen muss, um den Zieldurchmesser halten zu können. Durch die begrenzte Steifigkeit des Außenringes verschiebt sich infolgedessen die eingestellte radiale Zustellung der Werkzeuge, wodurch der Durchmesser des Werkstückes weniger reduziert werden kann. Auf der anderen Seite wird durch das erhöhte Umformvolumen pro Schlag zusätzlicher axialer Fluss erzeugt. Diese axiale Strömung fließt wiederum gleichzeitig in Vorschubrichtung als auch ihr entgegen.

Die Untersuchung des Werkstoffflusses für die vier Konditionierungsmethoden mit Rund-, Flach-, Doppelflach- und den exzentrischen Werkzeugen zeigt deutlich, dass die Steigungskurven beim exzentrischen Gewindekneten unterschiedlich und daher abhängig von der vorhergehenden Konditionierungsmethode der Halbzeuge verlaufen. Die waagerechte gestrichelte graue Linie wird als Vergleichswert bei $P = 2,0$ mm definiert. Nach einer RW-Konditionierung fallen bei Gewindewerkstücken die Werte für die Steigung P am Anfang und steigen danach sehr schnell bis zum Endbereich an. Damit erreicht diese Versuchsreihe die größten Werte für die Gewindesteigung P , die sich sehr stark von den berechneten Werten für P_{kin} unterscheiden und damit komplett oberhalb des Vergleichswertes von $P = 2,0$ mm liegen, siehe Bild 4.45 (a). Die Steigungswerte von Gewindewerkstücken nach einer FW-Konditionierung erfahren ebenfalls eine Zunahme zum Endbereich und unterscheiden sich von den dazugehörigen Werten für P_{kin} , liegen allerdings tiefer als bei der RW-Konditionierung, siehe Bild 4.45 (b). Bei den aus DFW-Halbzeugen umgeformten Gewindewerkstücken nähern sich die gemessenen Steigungen an die für diese Versuchsreihe berechnete durchmesserabhängige kinematische Steigung P_{kin} an, zeigen aber wie die anderen Methoden auch einen deutlichen Anstieg der Gewindesteigung P entlang der zunehmenden Werkstücklänge, siehe Bild 4.45 (c). Die mit Abstand flachsten Kurven zeigen Gewindewerkstücke nach einer EW-Konditionierung, stimmen mit den berechneten Werten für P_{kin} annähernd überein und besitzen zudem die geringsten Steigungswerte P im Vergleich zu den anderen Methoden, siehe Bild 4.45 (d). Die Verteilung der Gewindesteigungen ist ein Indiz dafür, dass der Werkstoff nach einer Konditionierung durch exzentrische Werkzeuge axial homogener fließt als bei anderen Methoden. Die Verläufe der Steigungskurven weisen deutlich darauf hin, dass der radiale sowie der axiale Werkstofffluss sehr stark von der Rundknetmethode abhängen.

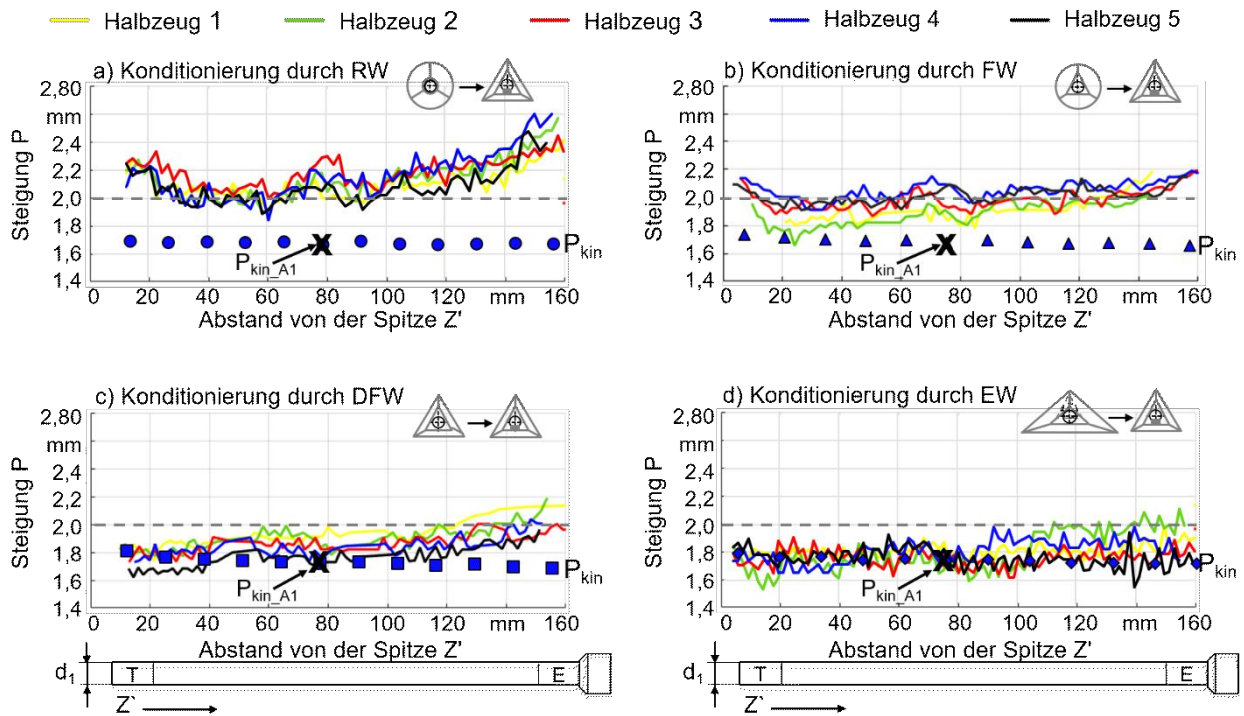


Bild 4.45: Entwicklung der Gewindesteigung P entlang der Werkstücklänge beim exzentrischen Gewindeketten (Stufe 2) mit Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ und einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 9^\circ$ für konditionierte Halbzeuge (in Stufe 1) durch a) Rund-; b) Flach-; c) Doppelflach- und d) exzentrische Werkzeuge.

Geometrien und Mikrostrukturen der Quer- und Längsschnitte von Gewindewerkstücken, die mit unterschiedlichen Werkzeugen bearbeitet wurden, sind in Bild 4.46 bis Bild 4.49 dargestellt. Nach dem Gewindeketten mit RW-Halbzeugen zeigt das Gefüge eine deutlich anisotrope Kornverteilung sowohl in radialer als auch in axialer Richtung, siehe Bild 4.46. Typisch für exzentrisches Rundketten zeigen die Werkstücke eine spiralförmige Kornorientierung. Durch den Einsatz des Nockens am modularen Werkzeug wird der Werkstoff intensiv beansprucht. Im Gegensatz zum konventionellen Rundketten mit Rundwerkzeugen bzw. dem exzentrischen Rundketten mit exzentrischen Werkzeugen können die Körner mit Hilfe der optischen Mikroskopie selbst im Zentrum des Gefüges nicht beurteilt werden. Die Schlifffelder zeigen einen komplexen Werkstofffluss sowohl in die axiale als auch in die radiale Richtung. Das Muster des Gewindewerkstückes, das aus FW-Halbzeugen hergestellt wurde, ist in Längsrichtung sehr ähnlich zum Muster des Gewindewerkstückes aus RW-Halbzeugen, siehe Bild 4.47. Der Unterschied zwischen den hellen und den dunklen Bereichen fällt in dieser Versuchsreihe noch größer aus. Die Mikrostruktur eines Gewindewerkstückes aus FW-Halbzeug zeigt eine ausgeprägte Anisotropie mit helleren Flächen im Randbereich und einem dunkleren Übergang zwischen dem Rand und dem Kern des Gewindewerkstückes. Ähnliche Zeiligkeit ist in den Schliffen des Gewindewerkstückes aus DFW-Halbzeug erkennbar, siehe Bild 4.48. Eine Querschliffanalyse zeigt eine ausgeprägte Karbidbildung bei dieser Methode. Die dunklen

Bereiche beim Längsschliff sind hier jedoch weniger ausgeprägt als beim Gewindewerkstück aus FW-Halbzeug. Der Schliff eines Gewindewerkstückes hergestellt aus EW-Halbzeug, weist einen komplexen Werkstofffluss auf, siehe Bild 4.49. Erkennbar ist eine sehr hohe Anisotropie und verwirbelte Kornorientierung nicht nur im Randbereich oder beim Übergang zum Kernbereich, sondern auch eine sehr spezifische Verwirbelung im Zentrum des Werkstückes.

Eine weitere mögliche Kenngröße bei der Analyse des radialen und axialen Werkstoffflusses ist die Eindringtiefe des Nockens. Eine Auswertung der Schliiffbildanalyse kann nur exemplarisch erfolgen und durch die Probenpräparation selbst bedingt, kann die ermittelte Gewindetiefe von der realen Tiefe abweichen. Dennoch ist eine Tendenz erkennbar, dass die beurteilte Gewindetiefe H , gewonnen aus den Längsschliffen, sich bei allen vier Versuchsreihen unterscheidet. Die geringste Eindringtiefe zeigen Schlitze von Gewindewerkstücken aus RW-Halbzeug, mit einem Schätzwert von $H = 161 \mu\text{m}$, und die größte Penetration beim EW-Halbzeug mit $H = 214 \mu\text{m}$. Werte für die Gewindetiefe bei Werkstücken hergestellt aus FW-Halbzeug und DFW-Halbzeug liegen dazwischen. Darüber hinaus entspricht keine dieser Tiefenwerte H der Nockenhöhe von $h_c = 320 \mu\text{m}$. Daraus lässt sich ableiten, dass bei allen Versuchsreihen der Modulnocken nicht vollständig in den Werkstoff eindringt. Die Erklärung dafür könnte in der Geometrie der geschlossenen Werkzeuge liegen. Beim Schließen bilden die beiden Doppelflach- und das Modularwerkzeug ein Dreieck. Im geschlossenen Zustand führt dies auf der entgegengesetzten Seite des Nockenmoduls zu einem Freiraum und aufgrund der Steifigkeit des geformten Werkstückes zu einer Verschiebung des Halbzeuges in Richtung des geringsten Widerstandes. Die angelegten „Flankeninkreise“ besitzen einen unterschiedlichen Durchmesser und stimmen mit dem Durchmesser des Modulnockens, d. h. mit dem doppelten Nockenradius von $r_c = 330 \mu\text{m}$, nicht überein. Am besten stimmt die Nockenradiusgeometrie beim Gewindewerkstück von EW-Halbzeugen mit dem angelegten Radius $r_f = 380 \mu\text{m}$ überein. Obwohl die Korngrößen der konditionierten Halbzeuge in Querrichtung sehr ähnliche Werte aufweisen, unterscheiden sie sich allerdings stark in der Längsrichtung und sind deutlich kleiner ausgebildet. Außer bei der Versuchsreihe mit den Flachwerkzeugen, kann bei den Gewindewerkstücken eine Tendenz beobachtet werden: Bei RW-Halbzeugen, die die größten Korngrößen d_{k_RW} in Längsrichtung besitzen, fällt die Eindringtiefe des Modulnockens mit $H = 161 \mu\text{m}$ am geringsten aus und ein großer „Flankeninkreis“ von $r_f = 390 \mu\text{m}$ kann angelegt werden. Beim Gewindewerkstück aus EW-Halbzeug mit einer Korngröße d_{k_EW} , die zweieinhalb Mal kleiner ist als die Korngröße d_{k_RW} , zeigt sich die größte Eindringtiefe des Modulnockens mit $H = 214 \mu\text{m}$ und auch der abgebildete Radius des Modulnockens „Flankeninkreis“ mit einem Wert von $r_f = 380 \mu\text{m}$ liegt dem am nächsten. Die Werte des Gewindewerkstückes aus DFW-Halbzeug (Gewindetiefe H , Radius des „Flankeninkreises“ r_f und Korngröße d_{k_DFW}) liegen zwischen den Werten der beiden zuvor beschriebenen Versuchsreihen. Dieses Ergebnis kann als Hinweis darauf fungieren, dass bei konditionierten Halbzeugen die Korngröße das nachfolgende Umformen stark beeinflusst.

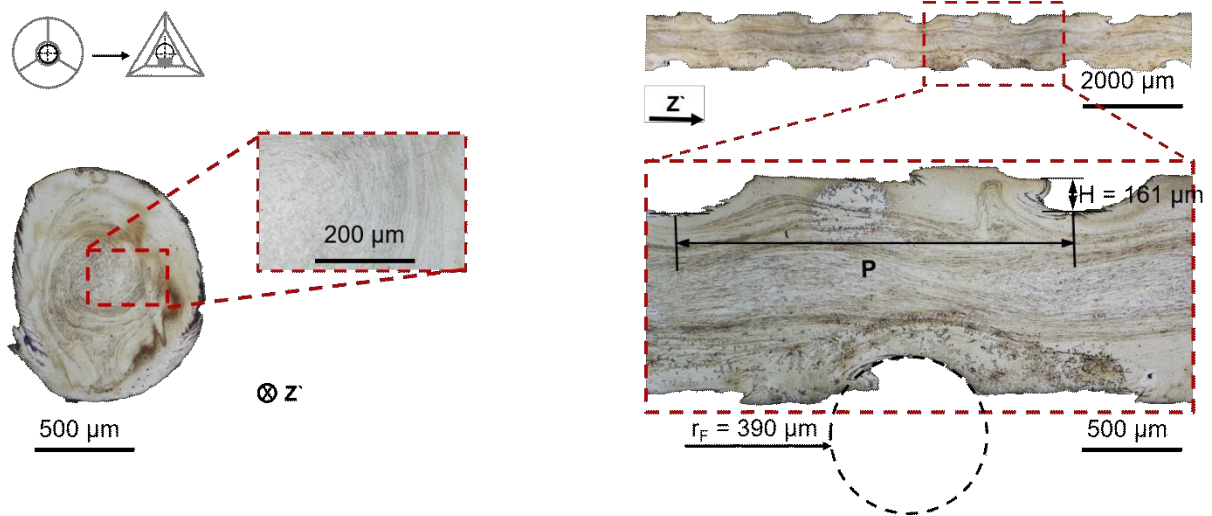


Bild 4.46: Mikrostruktur (Quer- und Längsschliff) von rundgekneteten Gewindehalbzeugen nach Stufe 2 bei einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ in Kombination mit einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 9^\circ$; (Konditionierung bei Stufe 1 durch Rundwerkzeuge).

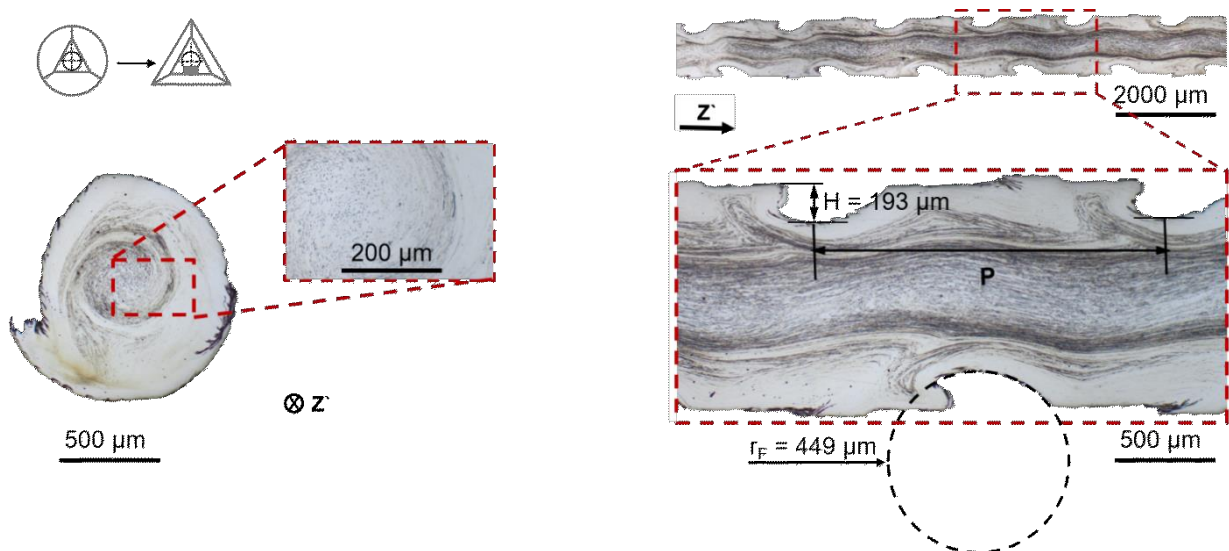


Bild 4.47: Mikrostruktur (Quer- und Längsschliff) von rundgekneteten Gewindehalbzeugen nach Stufe 2 bei einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ in Kombination mit einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 9^\circ$; (Konditionierung bei Stufe 1 durch Flachwerkzeuge).

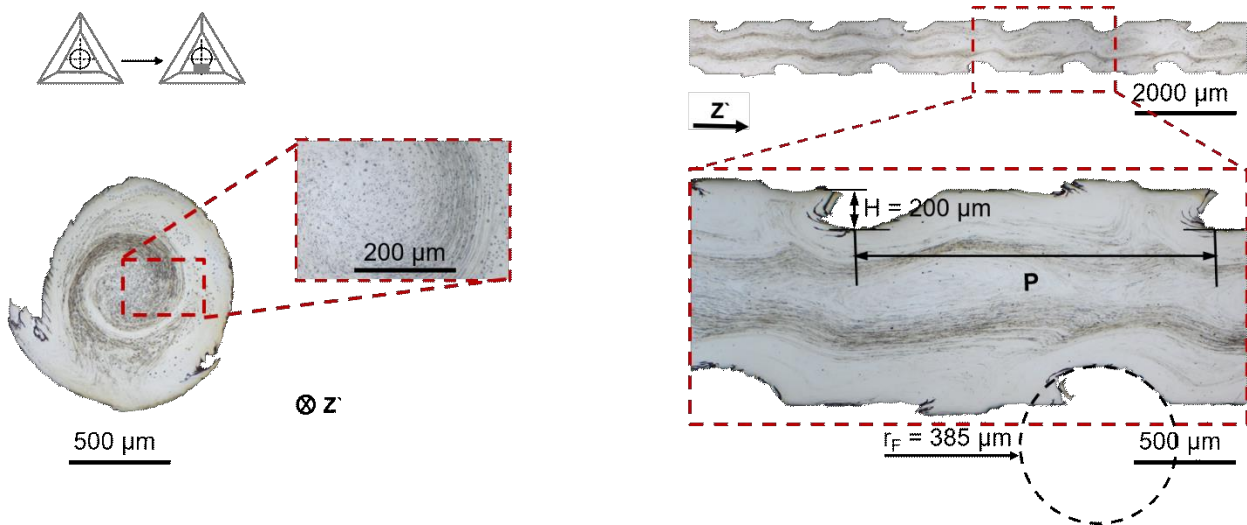


Bild 4.48: Mikrostruktur (Quer- und Längsschliff) von rundgekneteten Gewindehalbzeugen nach Stufe 2 bei einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ in Kombination mit einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 9^\circ$; (Konditionierung bei Stufe 1 durch Doppelflachwerkzeuge).

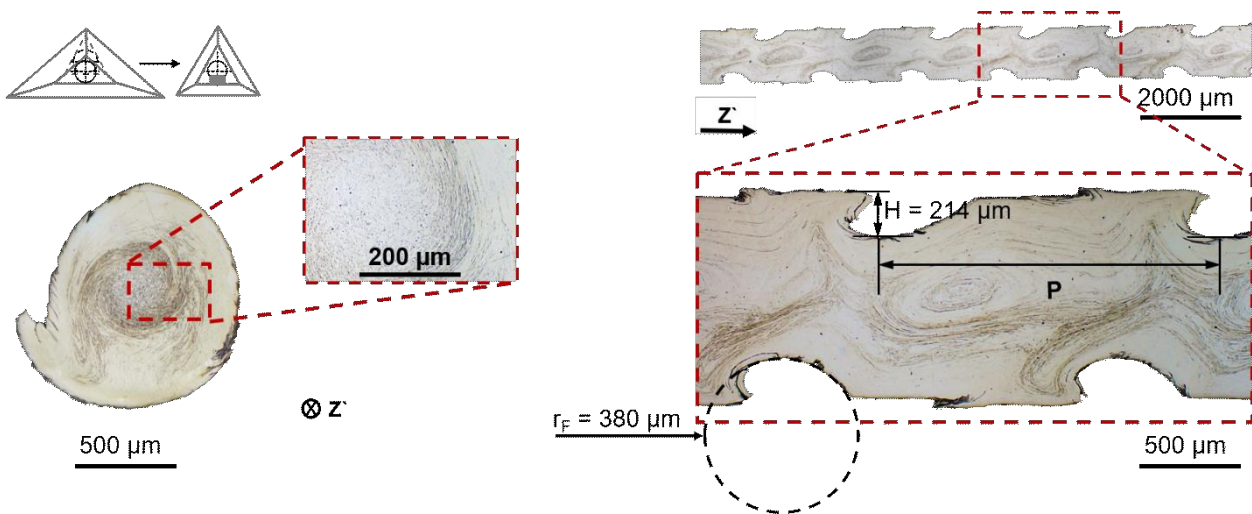


Bild 4.49: Mikrostruktur (Quer- und Längsschliff) von rundgekneteten Gewindehalbzeugen nach Stufe 2 bei einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ in Kombination mit einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 9^\circ$; (Konditionierung bei Stufe 1 durch exzentrische Werkzeuge).

Allgemein lässt sich ableiten, dass eine Charakterisierung von konditionierten Halbzeugen beim Gewindekneten durch den Werkstofffluss das unterschiedliche Verhalten von rundgekneteten Werkstücken zeigt. Bei dieser Prozesskette werden Werkstücke in Stufe 1 durch unterschiedliche Methoden und in Stufe 2 mit gleichen Parametern und gleichem Werkzeugsatz umgeformt. Die geometrischen und topologischen Eigenschaften nach Stufe 1 weichen nicht stark voneinander ab, allerdings ist dies nach der Stufe 2 nicht mehr der Fall. Unterschiedlich ist das Verhalten beim radialen bzw. axialen Werkstofffluss. Somit kann die Methode „Gewindekneten“ als eine weitere Alternative zur Charakterisierung von umgeformten Werkstücken dienen.

4.3 Fließpressen

4.3.1 Halbzeugcharakterisierung durch Fließpresskraft

Für die Charakterisierung des Fließpressens mittels geschlossener Matrize mit zuvor rundgeknetzten Proben wurden die entsprechenden Fließpresskurven (relative Umformkraft F_A) analysiert. Zur Vorbereitung von Halbzeugen für Fließpressoperationen werden im Vorschubverfahren Werkstücke aus Edelstahl 1.4301 ausgehend von einem Initialdurchmesser $d_0 = 2,70$ mm auf den Zieldurchmesser $d_1 = 1,28 \pm 0,02$ mm mit den oben genannten Methoden rundgeknettet. Pro Modifikation wurden vier Halbzeuge ausgewählt aus welchen je konditioniertem Halbzeug drei Proben mit einer Höhe von $H_p = 3,0$ mm gefertigt werden, sodass in jeder Versuchsreihe mindestens 10 Proben untersucht werden. Die 20 mm langen Bereiche an der Spitze als auch am Ende des Werkstückes bleiben dabei unberücksichtigt. Zum Vergleich werden zusätzliche Proben gefertigt, die nicht rundgeknettet, sondern aus dem Initialzustand maschinell abgedreht werden. Die Versuchsreihe wird mit „NR“ (nicht rundgeknettet) bezeichnet. Zum Vergleich zwischen den Versuchsmethoden wurde für jede Messreihe eine tatsächlich gemessene Kurve ausgewählt, die dem mittleren Verlauf am nächsten kommt. In Bild 4.50 ist beispielsweise eine ausgewählte Versuchsreihe dargestellt mit allen einzelnen Verläufen der Fließpresskurven für acht umgeformte Proben.

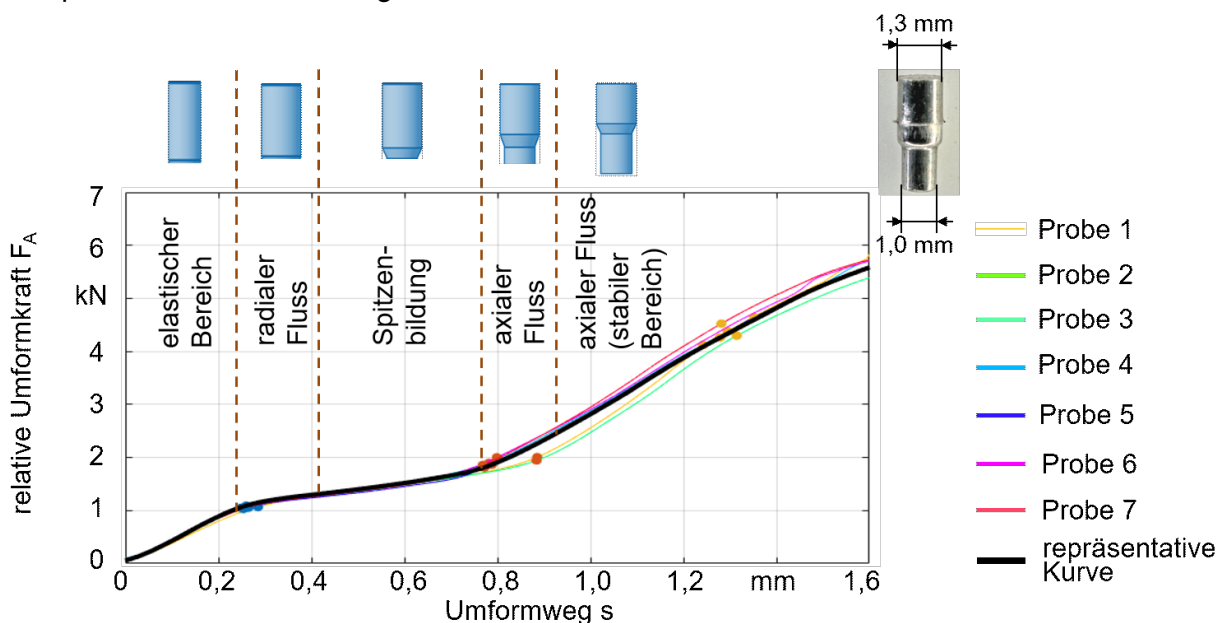


Bild 4.50: Fließpresskurven von konditionierten Proben, rundgeknettet mit Flachwerkzeugen und einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 60^\circ$.

Alle Fließpresskurven dieser Messreihe zeigen eine gute Wiederholbarkeit und geringe Streuung beim Verlauf, sodass eine repräsentative Fließpresskurve durch die Methode der kleinsten Quadrate ausgewählt werden kann. Nach einer Untersuchung der einzelnen Stadien des Umformprozesses können die Formänderungsbereiche festgestellt werden. Die Breite dieser

Bereiche unterscheidet sich in Abhängigkeit der Prozessparameter, wobei ersichtlich ist, dass nach einem elastischen Bereich der Werkstoff in radialer Richtung zu fließen beginnt, bevor die Spitze des Bauteils sich auszubilden beginnt (axialer Fluss). Der wichtigste Bereich für die Charakterisierung der Umformeigenschaften in dieser Arbeit, ist ein stabiler Bereich des axialen Werkstoffflusses. Ein typisches Bauteil nach dem Umformen besitzt einen oberen Teil, den Schulterbereich mit einer eindeutig ausgeprägten Spitze. Außer dem Werkstoff, der im oberen Teil in radialer Richtung in die Zwischenmatrizen geflossen ist, weist das Bauteil keine Risse oder Bruchstellen auf.

Bild 4.51 zeigt eine Einflussanalyse der Werkzeuggeometrie auf die Umformeigenschaften. Zur Charakterisierung werden diejenigen Halbzeuge herangezogen, die mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ konditioniert, und bereits in Kapitel 4.1.2 untersucht wurden (Versuchsparameter siehe Anhang, Tabelle 2, Versuche Nr. 1, 3 und 6). Zu Beginn des Verlaufes besitzen alle Kurven einen annähernd identischen Steigungswinkel. Beim Wechsel vom elastischen zum plastischen Bereich unterscheiden sich die Fließpresskurven allerdings und verlaufen weiterhin individuell in Abhängigkeit von der benötigten Umformkraft, die durch die Werkzeuggeometrie beeinflusst wird.

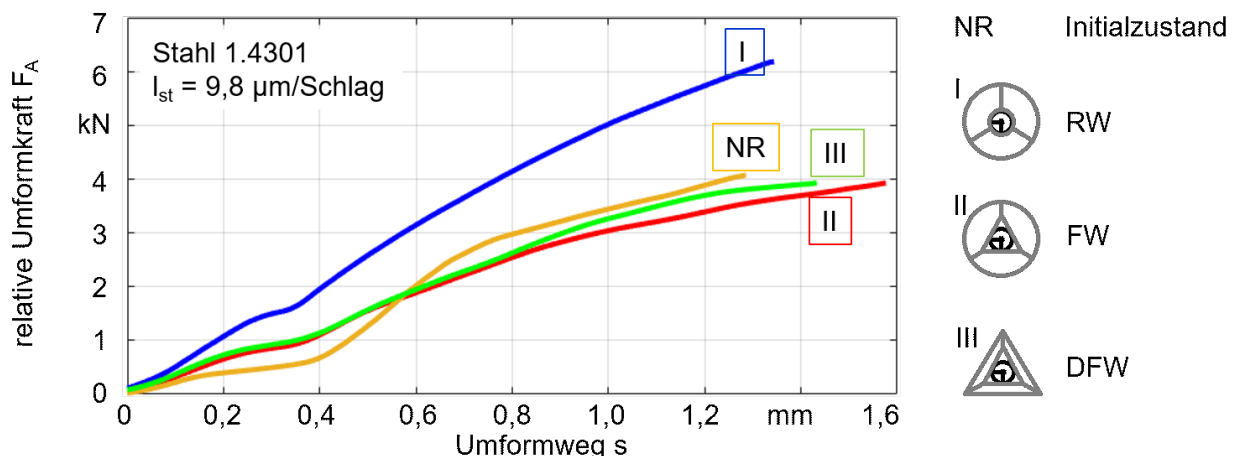


Bild 4.51: Fließpresskurven in Abhängigkeit von der verwendeten Werkzeuggeometrie.

Aus dem steilen Anstieg von Kurve I (relative Umformkraft F_A nach dem Umformen von Proben aus RW-Halbzeugen) wird deutlich, dass bei dieser Versuchsreihe die Umformfähigkeit geringer ausfällt als bei allen weiteren Prüfserien. Beim Rundkneten kann sowohl eine Verfestigung des Werkstoffes im Vergleich zu einem vorab nicht kaltverformten Werkstoff im Initialzustand erzielt werden (Erhöhung des Kraftbedarfes - Kurve I liegt oberhalb von Kurve NR), als auch eine Entfestigung (Verringerung des Kraftbedarfes - Kurve II (Proben aus FW-Halbzeugen) und III (Proben aus DFW-Halbzeugen) liegen unterhalb der Kurve NR) ist möglich. Daraus geht eindeutig hervor, dass eine ebene Oberfläche im Kalibrierbereich des Werkzeuges zu einer Verbesserung der Umformeigenschaften führt. Die am niedrigsten liegende Kurve II gehört zur Konditionierung mit Flachwerkzeugen. Dabei können diverse Ursachen eine wichtige Rolle spielen: Änderung der Querschnittsgeometrie (Durchmesser d_1), Rundheit und Zylindrizität des

Halbzeuges, Oberflächentopologie und die daraus resultierende Tribologie (S_a -Werte) und Gefügeänderungen wie Kornfeinung, Martensit- und Karbidbildung. Allerdings lässt sich aus der durchgeführten Analyse (siehe Kapitel 4.1.2) keine Korrelation zwischen dem Umformkraftverlauf und den oben aufgezählten Halbzeugeigenschaften außer den Rauheitswerten S_a und der Martensitbildung feststellen. Dabei gilt im Zusammenhang mit der Rauheit S_a das umgekehrte Prinzip. Die höchsten Rauheitswerte weisen FW-Halbzeuge auf und die am wenigsten raue Oberflächen können den RW-Halbzeugen zugeordnet werden. Dieser Effekt kann das Reibungsverhalten zwischen der Probe und der Matrize erklären. In einer geschlossenen Matrize dienen Oberflächenunebenheiten als Schmieraschen, die somit den Kraftbedarf beim Fließpressen reduzieren. Als eine weitere Erklärung für den Unterschied zwischen dem Kraftbedarf bei den Kurven I und II nach dem Rundkneten der Werkstücke kann die Martensitbildung herangezogen werden. Wie in Bild 4.21 (Kapitel 4.1.3) gezeigt ist, steigt der relative Martensitanteil M_{rel} durch den Einsatz von Rundwerkzeugen im Vergleich zu Flachwerkzeugen, was zu einem niedrigeren Umformvermögen führt. Bei der Analyse der Fließpresskurven konditionierter Halbzeuge kann ebenso auf die Korngrößenauswertung zurückgegriffen werden. FW-Halbzeuge besitzen dabei zwar die geringste Korngröße in Querrichtung d_k , allerdings liegt Kurve-II unter Kurve-I und Kurve-III, obwohl die größten Werte der Korngröße in Quer- sowie in Längsrichtung den DFW-Halbzeugen vorbehalten bleibt. Über die Hall-Petch-Beziehung, wobei für Korngrößen im Bereich unterhalb von 100 nm mit einer zunehmenden Korngröße eine Absenkung der Fließspannung folgt, nehmen in dem Fall andere Effekte wie z. B. die Oberflächenqualität und Martensitbildung eine größere Rolle ein als die Kornentwicklung des konditionierten Halbzeuges.

Der Einfluss der Prozesskinematik wird in Bild 4.52 anhand von Fließpresskurven für Proben dargestellt, die zuvor mit unterschiedlichen Vorschüben pro Schlag l_{st} rundgeknetet wurden: $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ und $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$, siehe Anhang, Tabelle 2, Versuche Nr. 1 bis 4.

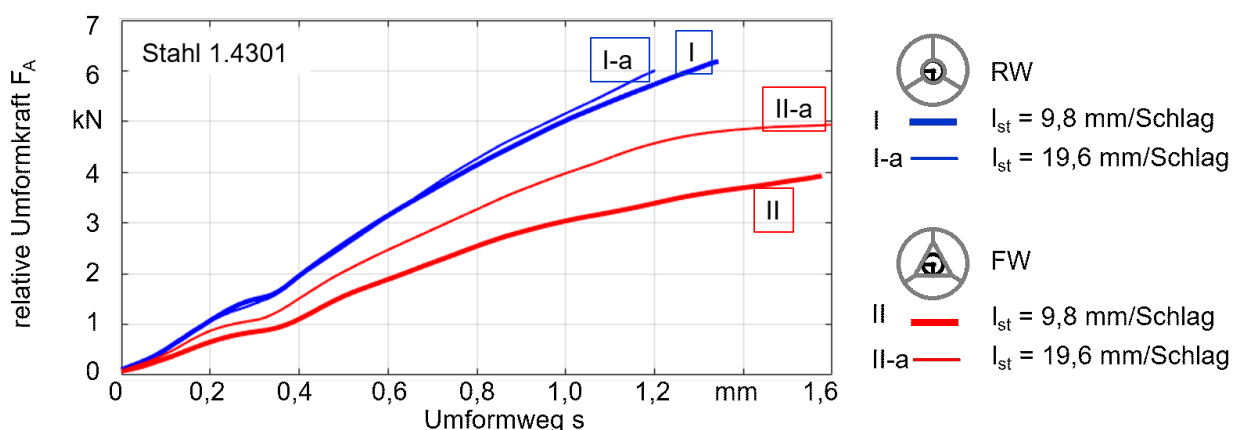


Bild 4.52: Fließpresskurven in Abhängigkeit vom Vorschub pro Schlag l_{st} .

Durch die Verwendung von Flachwerkzeugen, kann beim Fließpressen eine signifikante Verringerung der notwendigen Spannungen (Kurve II, und II-a) erreicht werden. Mit einer Erhöhung des Vorschubes beim Rundkneten mit Flachwerkzeugen geht ein erhöhter Kraftbedarf

(Kurve II-a) einher, führt jedoch nur zu einer minimalen Wirkung beim Einsatz von Rundwerkzeugen (Kurve-I und I-a). Dieser Effekt führt zu einem Widerspruch beim Einfluss des Vorschubes pro Schlag l_{st} auf die Spannungs-Dehnungs-Werte, die in Bild 4.20 dargestellt sind. Bei einer Erhöhung des Vorschubes pro Schlag l_{st} ist ein höheres Abfallen der ermittelten Fließspannung $R_{p0,2}$ bei Flachwerkzeugen als nach dem Einsatz von Rundwerkzeugen zu beobachten, was zu einer Reduzierung der relativen Umformkraft F_A führen müsste. Ein Grund für die Erhöhung des Kraftbedarfes kann die Verschlechterung der Sa-Werte und somit eine Bildung von Schmieraschen bei FW-Halbzeugen mit einer Zunahme des Vorschubes pro Schlag l_{st} sein. Weitere Zusammenhänge mit den charakteristischen Größen können bei Halbzeugen zum aktuellen Zeitpunkt nicht nachgewiesen werden.

Als ein weiterer relevanter Effekt, in der Reihe von Änderungen innerhalb der Prozesskinematik, erweist sich die Verstellung des Hubes h_T , die beim Rundkneten ebenfalls einen starken Einfluss auf die Umformeigenschaften ausübt, siehe Bild 4.53. Untersucht wurden Proben, die aus Halbzeugen hervorgingen, die wiederum mit Flachwerkzeugen und einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 19,6 \mu\text{m}$ rundgeknetet wurden. Die Erhöhung des Vorschubes pro Schlag ist erforderlich gewesen, da die Werkstücke sich bei einem geringeren $l_{st} = 9,6 \mu\text{m}$ in Kombination mit einer Hubamplitude von $h_T = 0,05 \text{ mm}$ wegen der Rückdrängung nicht bearbeiten ließen. Ein niedriger Hub h_T bei gleichbleibendem Vorschub pro Schlag l_{st} , erhöht beim Fließpressen den Umformkraftbedarf F_A (Kurve II-b). Diese Ergebnisse können ein Indiz dafür sein, dass die Grundbackengeometrie und im Einzelnen die Nockenhöhe und die damit einhergehende Veränderung der Prozesskinematik, sowie die Kontaktzeit, beim Rundkneten einen hohen Stellenwert einnehmen. Für diese Versuche spielt der axiale und der radiale Werkstofffluss beim Rundkneten eine höhere Rolle, als die Halbzeugtopologie oder die Geometrie des Halbzeuges. Die FEM-Analyse zeigt z. B. bei Modellen mit einer größeren Hubamplitude h_T , eine Erhöhung der plastischen Vergleichsdehnung wodurch die Plastizität des rundgekneteten Werkstückes beeinflusst wird. Des Weiteren führt eine Variation der Hubamplitude h_T beim Rundkneten zu einer Änderung der intrinsischen Eigenschaften wie Eigenspannungen der Halbzeuge.

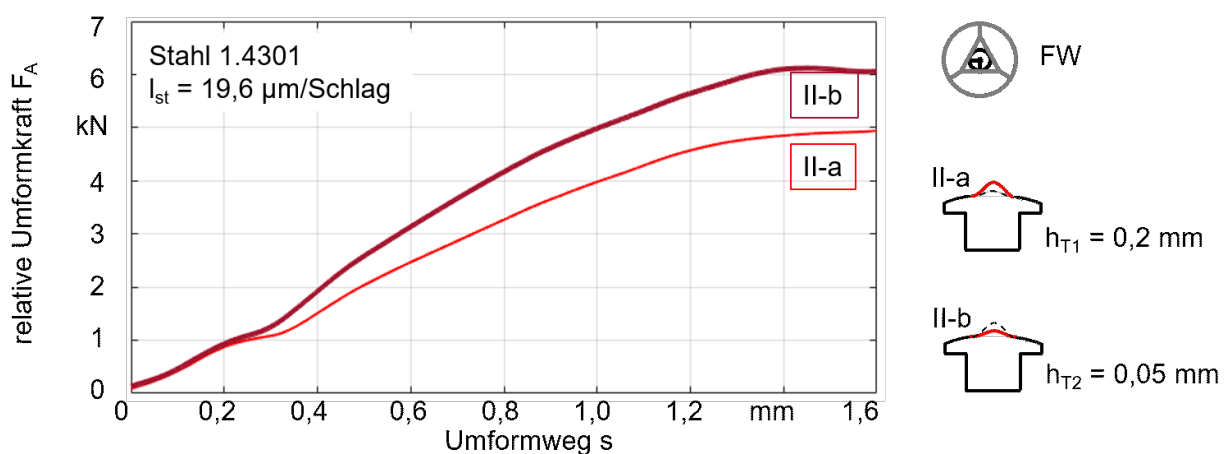


Bild 4.53: Fließpresskurven in Abhängigkeit von der Hubhöhe h_T .

Eine Variation des Schlagfolgewinkels $\Delta\phi$ lieferte bei den Proben eine stark unterschiedliche Querschnittsgeometrie. Die Auswirkung der Prozesskinematik auf die Umformeigenschaften zeigt das Bild 4.54. Bei diesen Versuchen handelt es sich um Proben, die aus DFW-Halbzeugen hergestellt wurden. Diese wurden zuvor mit einem verminderten Vorschub pro Schlag $l_{st} = 4,9 \mu\text{m}$ rundgeknetet (siehe Anhang, Tabelle 2, Versuche Nr. 7 bis 10), um zusätzlich eine Reduzierung des Halbzeugdurchmessers zu erreichen, da bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten die längste Diagonale des Hexagons den Durchmesser der Matrizenbohrung überschritten hätte. Unterschiedliche polygonale und kreisförmige Querschnitte beeinflussen die Steigung der Fließpresskurven. Dazu ist anzumerken, dass durch die ausgeprägte Abweichung des Sechsecks von der kreisförmigen Geometrie und der Überschreitung des Außendurchmessers eine zusätzliche Politur erforderlich ist, wodurch die Querschnittsfläche eine Reduzierung erfährt und im Vergleich zu den kreisförmigen Proben kleiner wird. Durch diese Maßnahme nimmt die tatsächlich gemessene Umformkraft F zu. Damit fällt die benötigte relative Umformkraft F_A höher aus als bei anderen Proben. (Kurve III-a liegt oberhalb der Kurven III-b bis III-d).

Die ungeformten Proben weisen einen direkten Zusammenhang zwischen der Anzahl der Facetten und der benötigten relativen Umformkraft F_A beim Fließpressen auf. Bei den stärker ausgeprägten Polygonen mit weniger Ecken (mit $\Delta\phi = 60^\circ$, Kurve III-a und 40° , Kurve III-c) steigt der Wert der erforderlichen Umformkraft F_A im Vergleich zu kreisförmigen Geometrien (mit $\Delta\phi = 30^\circ$, Kurve III-d und 50° , Kurve III-b), wobei eine Entfestigung des Werkstoffes (Kurven III-b und III-d unterhalb der Kurve NR) zu beobachten ist. Es ist möglich daraus zu schließen, dass mit einer Erhöhung der Facettenanzahl die Fließpresskurven flacher verlaufen.

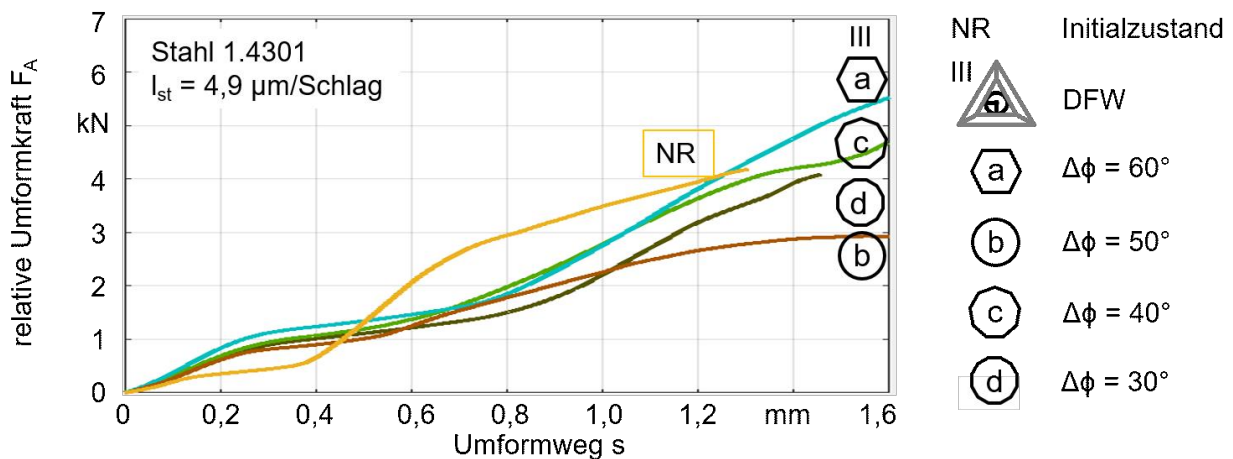


Bild 4.54: Fließpresskurven in Abhängigkeit vom Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$.

Bei allen nachfolgenden Analysen kamen nur Proben aus konditionierten Werkstücken zum Einsatz, die im Vorfeld mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ rundgeknetet wurden. Durch eine weitere Begünstigung der plastischen Umformeigenschaften bei der Halbzeugkonditionierung, wie die Entfestigung des Werkstoffes, zeichnet sich das exzentrische Rundkneten ebenfalls aus, siehe Bild 4.55. Beim Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen EW gegenüber dem Rundkneten mit Flachwerkzeugen und zwei zwischengelegten Blechen mit

$D_{F2} = 0,3 \text{ mm}$ liegen die Vorteile nicht nur im genaueren Durchmesser d_1 , einer besseren Oberflächenqualität, Rundheit und Zylindrizität, sondern auch im geringeren Kraftbedarf F_A beim nachgelagerten Fließpressvorgang. Somit stechen beim Fließpressen EW-Halbzeuge durch die besten Umformeigenschaften hervor.

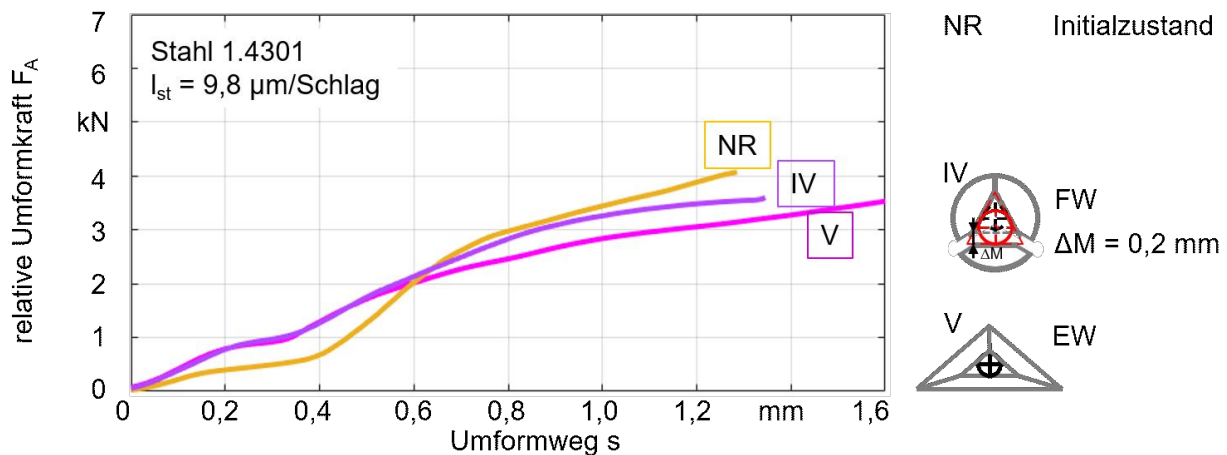


Bild 4.55: Fließpresskurven in Abhängigkeit von den eingesetzten Werkzeugen beim exzentrischen Rundkneten.

Im Vergleich zwischen dem Einfluss anderer Werkzeuggeometrien (RW, FW und DFW) und dem der exzentrischen Werkzeuge (EW), zeigt sich beim exzentrischen Rundkneten ebenfalls eine Verminderung der relativen Umformkraft F_A , siehe Bild 4.56. Beim Fließpressen von Proben aus EW-Halbzeugen kommt ein wichtiger Aspekt zum Vorschein. Eine Erhöhung der Umformkapazitäten bei deutlicher Kornfeinung (Korngrößen in axialer sowie in radialer Richtung liegen unter $1 \mu\text{m}$) ist möglich durch das Einbringen von Scherdehnungen im Prozess. Dies resultiert in einem besonders komplexen Werkstofffluss. Das exzentrische Rundkneten vermag sowohl die Korngröße als auch den Martensitgehalt deutlich zu reduzieren. Im Vergleich zum Rundkneten von Rund- und Flachwerkzeugen zeigten konditionierte Halbzeuge nach dem exzentrischen Rundkneten ebenfalls geringste Werte bezüglich Fließspannung $R_{p0,2}$ und höchste Werte bei der Bruchdehnung A_B , vgl. Bild 4.20.

Allgemein begünstigt die Nutzung von Flach-, Doppelflach oder exzentrischen Werkzeugen den Kraftbedarf F_A beim Fließpressen. Für die Entwicklung der relativen Umformkraft F_A ist dabei eine Kombination aus mehreren Faktoren wie den Geometrie- und Topologieänderungen, Gefügeentwicklung, Martensitbildung oder den Spannungs-Dehnungs-Werten verantwortlich. In Abhängigkeit von der Konditionierungsmethode unterscheiden sich die mechanischen Eigenschaften, Topologie und Korngrößen stark voneinander. Bedingt durch eine gleichzeitige Ausbildung dieser Eigenschaften beim Konditionieren, können dessen Einflussfaktoren beim Fließpressen nicht sauber voneinander getrennt werden. Die Charakterisierung zeigt jedoch, dass beim Fließpressen von konditionierten Proben die Oberflächentopologie und die Festigkeit von konditionierten Halbzeugen im Vergleich zur mittleren Korngröße d_k eher eine übergeordnete Rolle spielen. Bei kreisförmigen Geometrien ist die Rauheit Sa bzw. die Anzahl der Facetten bei

Polygonen und die Werkstoffformation beim Schließen der ebenen Seiten der Werkzeuge entscheidend.

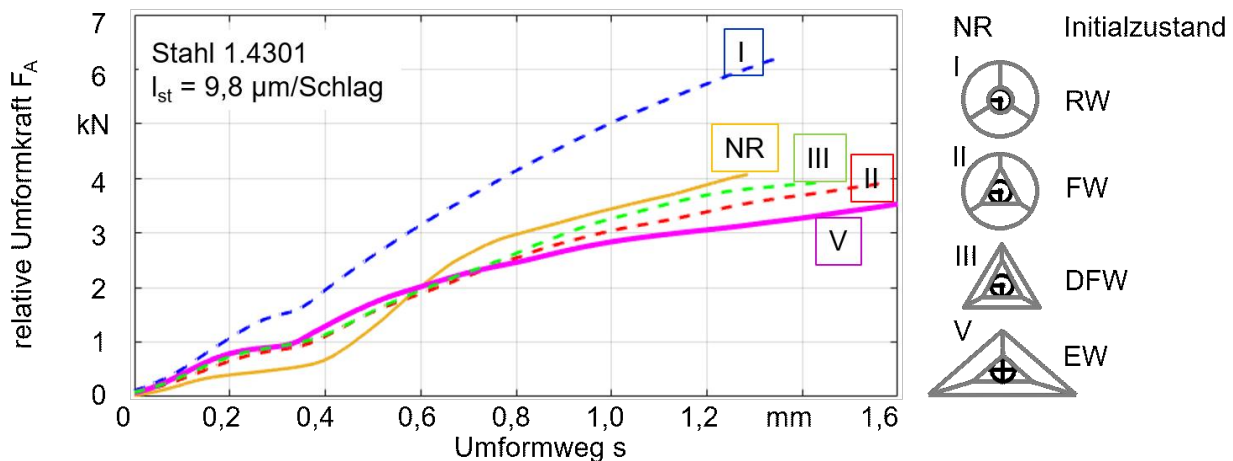


Bild 4.56: Entwicklung von Umformmöglichkeiten in Abhängigkeit von Prozessparametern.

Eine ausgeprägte Korrelation besteht zwischen der Entwicklung der Umformkraft für unterschiedliche Prozessparameter und der Entwicklung der Gewindesteigung bei den Untersuchungen des Werkstoffflusses, siehe Bild 4.45. Zum Ende eines RW-Halbzeuges nimmt die Steigung P am meisten zu. Eine geringe Zunahme ist bei Gewindehalbzeugen zu beobachten, die mit Doppelflachwerkzeugen konditioniert wurden. Noch weniger ändert sich der Steigungswert P während des exzentrischen Gewindeknetens bei der Verwendung von FW-Halbzeugen. Bei exzentrischen Gewindehalbzeugen hingegen ist die geringste Zunahme der Steigung P zu beobachten. Die Abfolge der Kurven für die relative Umformkraft F_A (von RW nach EW, Bild 4.56) ist identisch zur Steigung P . Dieser Zusammenhang deutet auf eine Ähnlichkeit bei Mechanismen und Halbzeugeigenschaften, die für das Umformen der konditionierten Halbzeuge in einer Prozesskette verantwortlich sind. Genauer gesagt, spielt bei diesen Prozessketten nicht die Korngröße des konditionierten Halbzeuges selbst eine Rolle, sondern die axiale und radiale Verteilung der Körner bzw. der Werkstofffluss beim Rundkneten. Die oben beschriebenen Ergebnisse der ermittelten relativen Umformkraft F_A wurden relativ zu einander verglichen. Beim Fließpressen von Edelstahl 1.4301 in einer geschlossenen Matrize unter Berücksichtigung des Umformgrades von $\varphi_g = 0,26$ und der Oberflächenqualität der Probe und somit der Wandreibungskraft zwischen der Matrize und der Probe, entspricht die gemessene relative Fließpresskraft F_A der gesamten Umformkraft F_{ges} nach Gleichung 2.4.

Schliffbilder von drei umgeformten Bauteilen sind in Bild 4.57 dargestellt. Beim ersten Fall handelt es sich um den Initialzustand, d. h. es wurde aus einem nicht konditionierten Halbzeug gefertigt. Im zweiten Fall hat eine vorherige Konditionierung durch Rundwerkzeuge (RW) stattgefunden, die beim Fließpressen zum größten Kraftbedarf F_A führt und in Fall drei durch exzentrische Werkzeuge (EW) mit dem Resultat, dass dabei die relative Umformkraft F_A am geringsten ausfällt. Die Bauteilgeometrie im Schliff entspricht (wegen dem nicht ganz mittigen axialen Schnitt) nicht der realen Geometrie, Bild 4.57 (a). Es ist jedoch anzumerken, dass genauso wie bei den

Halbzeugschliffen nach dem Rundkneten, sich die Mikrostrukturen nach dem Fließpressen unterscheiden. Bei fließgepressten Bauteilen aus Halbzeugen im Initialzustand oder aus RW-Halbzeugen ist eine zusätzliche Längung der Körner im Bereich der Spitze zu beobachten. Bei den feinkörnigen Bauteilen aus EW-Halbzeugen ist dieser Effekt nicht zu sehen.

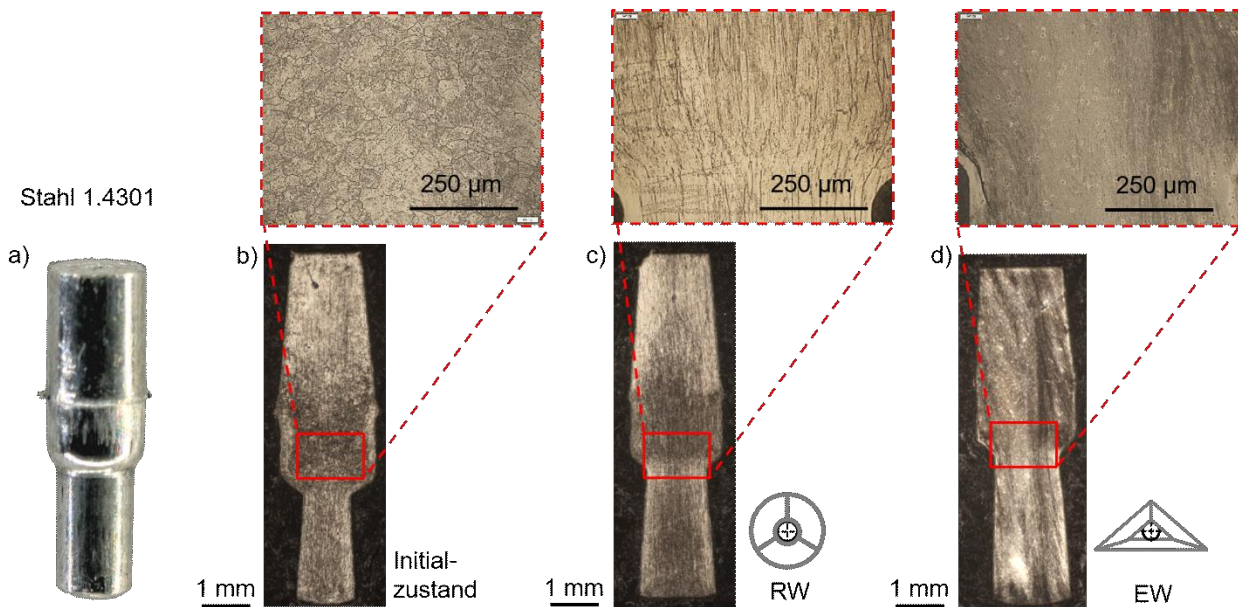


Bild 4.57: Fließgepresste Bauteile a) Bauteil nach dem Fließpressen; Mikrostruktur b) ohne Konditionierung; nach dem Rundkneten mit c) Rundwerkzeugen; d) exzentrischen Werkzeugen.

Zum Zweck der Validierung der gewonnenen Werte können Experimente zur Untersuchung der Homogenität konditionierter Halbzeuge dienen. Das Fließpressen erfolgte mit einer Universalprüfmaschine des Typs *Inspekt table 100* des Herstellers Hegewald & Peschke, welche eine eingebaute Kraftmessdose besitzt. Zur Analyse der relativen Umformkraft F_A wurden zwei auf unterschiedliche Weise konditionierte Proben (mit Doppelflachwerkzeugen und mit exzentrischen Werkzeugen: Anhang, Tabelle 2, Versuche Nr. 6 und 12) ihrer Länge nach in 20 gleichlange Abschnitte (Proben) unterteilt und nacheinander einem Fließpressvorgang bei einer konstanten Pressgeschwindigkeit von 0,1 mm/s unterzogen. Bild 4.58 (a) und Bild 4.59 (a) zeigen die relative Umformkraft F_A , welche die bei der 4-Säulenpresse gewonnenen Ergebnisse für die Versuchsreihen (DFW und EW) bestätigt, vgl. Bild 4.56.

Bei der Untersuchung der Homogenität entlang des konditionierten Halbzeuges wurde der Kraftbedarf F_A kurz vor dem Prozessende angeführt, der für einen Umformweg von $s = 1,37$ mm erforderlich ist, siehe Bild 4.58 (b). Jeder Wert der zwanzig umgeformten Proben ist im Diagramm exakt einem Punkt zugeordnet. Die Proben werden nacheinander aus dem Halbzeug geschnitten, um die Rückverfolgbarkeit zu gewährleisten. Aus der Auswertung geht hervor, dass trotz einer Spannweite von $0,46$ kN/mm², die benötigte relative Umformkraft F_A entlang des Halbzeuges weder steigt noch sinkt. Das wiederum deutet auf einen homogenen Kraftbedarf F_A beim Fließpressen von Proben, die zuvor mit Doppelflachwerkzeugen konditioniert wurden.

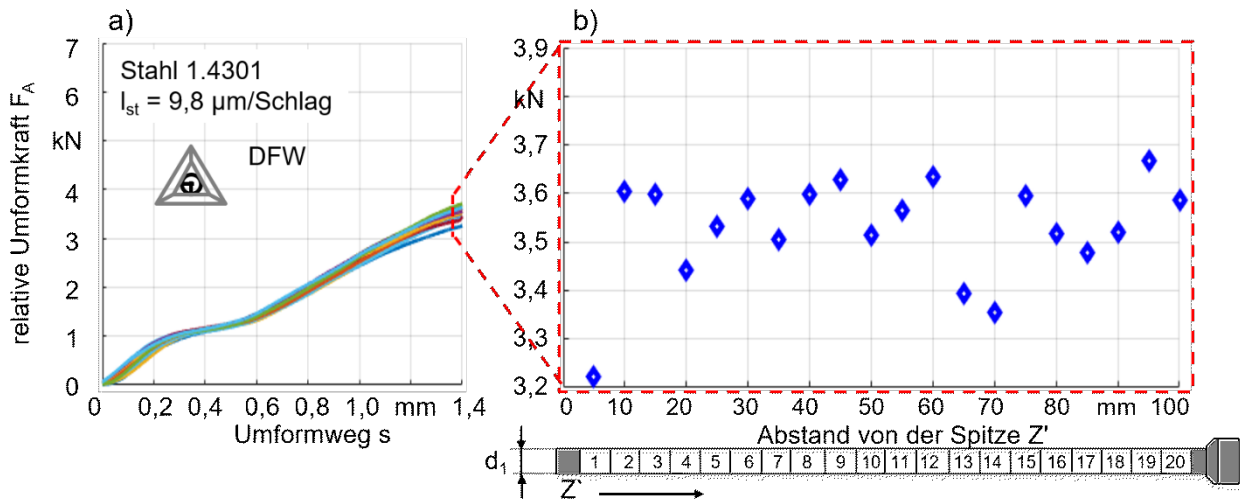


Bild 4.58: Relative Umformkraft F_A von Halbzeugen a) konditioniert mit Doppelflachwerkzeugen (DFW); b) Homogenität entlang eines Halbzeuges.

Eine weitere Untersuchung der Homogenität des Kraftbedarfes beim Fließpressen findet entlang des EW-Halbzeuges statt, Bild 4.59. Eine Tendenz zur Kraftzunahme, ist bei den Versuchen nicht zu beobachten. Die ermittelten Werte für die Umformkraft F_A streuen allerdings mit einer Spannweite von 0,26 kN deutlich weniger als nach einer Konditionierung mit Doppelflachwerkzeugen. Ein möglicher Grund für die geringe Streuung beim Kraftbedarf zur Probenumformung kann in der Feinkörnigkeit dieser Halbzeuge liegen, daher können diese Ergebnisse mit den Werkstoffflussuntersuchungen beim Rundkneten verglichen werden. Konditionierte EW-Halbzeuge weisen im Vergleich zu anderen Versuchsreihen ebenfalls minimale Abweichungen bei den Steigungswerten P entlang des Halbzeuges auf.

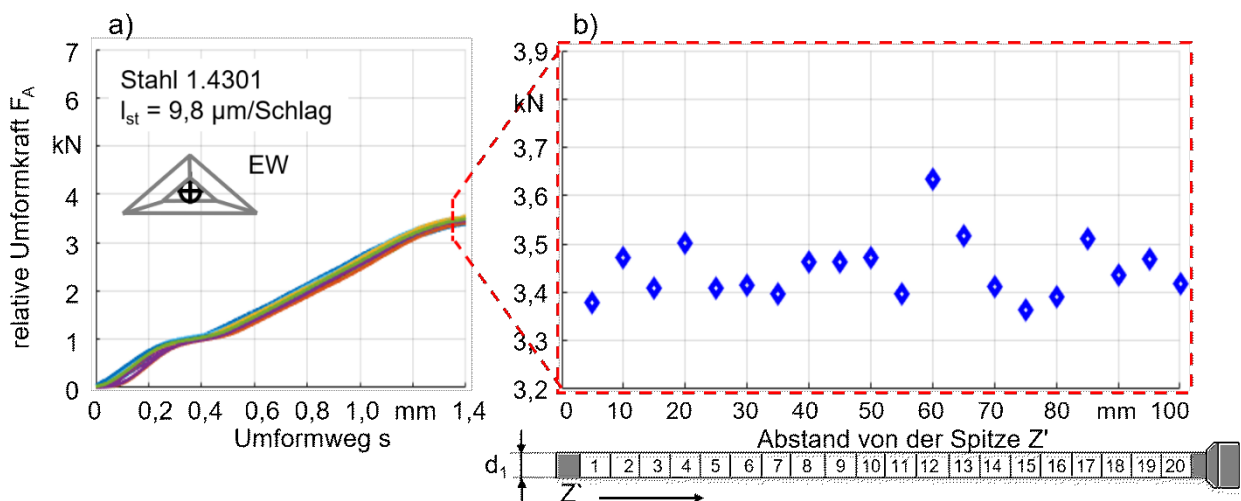


Bild 4.59: Relative Umformkraft F_A von Halbzeugen a) konditioniert mit exzentrischen Werkzeugen (EW); b) Homogenität entlang eines Halbzeuges.

4.3.2 Exzentrizität umgeformter Bauteile beim freien Stauchen

Zur Charakterisierung von konditionierten Halbzeugen anhand einer Bestimmung der Exzentrizität der umgeformten Bauteile in einer Matrize mit freiem Stauchanteil, werden zur Vorbereitung von Halbzeugen im Vorschubverfahren aufgrund ihres sehr guten Umformvermögens bzw. ihrer guten Eigenschaften Kupferwerkstücke aus Cu-ETP umgeformt. Die Werkstücke werden mit einem Vorschub pro Schlag von $l_{st} = 9,8 \mu\text{m}$ und einem Schlagfolgewinkel von $\Delta\phi = 50^\circ$ ausgehend von einem Durchmesser $d_0 = 2,65 \text{ mm}$ zu einem Zieldurchmesser $d_1 = 1,28 \pm 0,02 \text{ mm}$ rundgeknetet, siehe Anhang, Tabelle 2, Nr. 32 – 33. Zur Vorbereitung von Halbzeugen für Fließpressoperationen werden zwei Modifikationen des Rundknetprozesses erprobt: Konditionierung mit Rundwerkzeugen (RW) und Flachwerkzeugen (FW). Zur statistischen Absicherung werden jeweils 10 Proben mit einer Ausgangshöhe $H_p = 3 \text{ mm}$ vorbereitet.

Nach dem Umformen mittels einer Matrize mit einem freien Stauchbereich zeigt die Probengeometrie, dass sich ein in die radiale Richtung frei geflossener Anteil (Sockel) und ein axial geflossener Anteil (Spitze) wie erwartet ausbildet, siehe Bild 4.60 (a). Eine Analyse mit Hilfe der optischen Mikroskopie (Bild 4.60 (b)) offenbart, dass die Zentrität in den geschlossenen Bereichen der umgeformten Probe beim axialen Fluss im Bereich der Spitze und beim radialen Fluss des Werkstoffes im Schulterbereich, von der Geometrie der Umformmatrize abhängt. Die Ausbildung des Sockels erfolgt bei identischer Versuchsdurchführung für unterschiedliche Versuchsreihen auf unterschiedliche Weise.

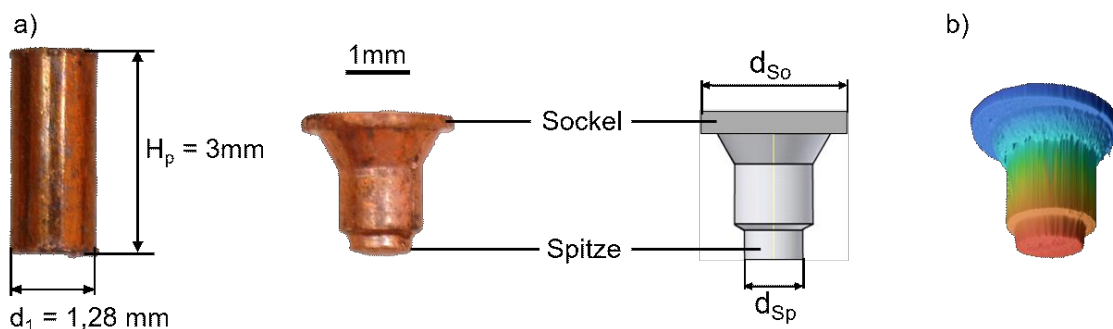


Bild 4.60: Umformergebnisse für konditionierte Proben aus Kupfer Cu-EPT mit einem Durchmesser von $d_0 = 2,65 \text{ mm}$ im Initialzustand: a) Geometrie der Testprobe vor und nach dem Umformen, b) 3D-Aufnahme mit Licht-/Lasermikroskopie.

Bild 4.61 präsentiert die axiale Symmetrie gepresster Bauteile für zwei unterschiedliche Konditionierungsmethoden einerseits mit Rundwerkzeugen und andererseits mit Flachwerkzeugen. Dieser Umformschritt verläuft unproblematisch, ohne dass dabei Brüche oder Risse in den Proben auftreten. Bauteile aus RW-Halbzeugen zeigen jedoch tendenziell eine höhere Exzentrizität zwischen Spitzen- und Sockelzentrum. Beim Vorwärtsfließpressen resultiert dies in einer Belastungszunahme an der Matrize und dem Druckstempel und führt somit zu einer Verminderung der Prozesssicherheit. Im Vergleich zu Bauteilen aus FW-Halbzeugen erreichen diese Werte die größte Streubreite. Bei einer anschließenden Umformung zeigt sich, dass das

Rundkneten mit Flachwerkzeugen eine positive Wirkung auf die Formbildung ausübt, indem diese Bauteile zur Axialsymmetrie neigen.

Im Allgemeinen ist ersichtlich, dass Änderungen in Bezug auf Umformeigenschaften durch Modifikationen am Rundknetprozess erkennbar sind. Fließgepresste Bauteile zeigen deutliche Unterschiede beim radialen Werkstofffluss bei den beiden Konditionierungsvarianten – mit Rundwerkzeugen und mit Flachwerkzeugen. Schliffbilder eines Bauteils aus einem RW-Halbzeug in Bild 4.61 (unten), deuten auf eine starke Asymmetrie nicht nur im Rahmen der Geometrie, sondern auch innerhalb der Homogenität (Kornverteilung) und dem Gefügemuster im Vergleich zu einem gepressten Bauteil aus FW-Halbzeug.

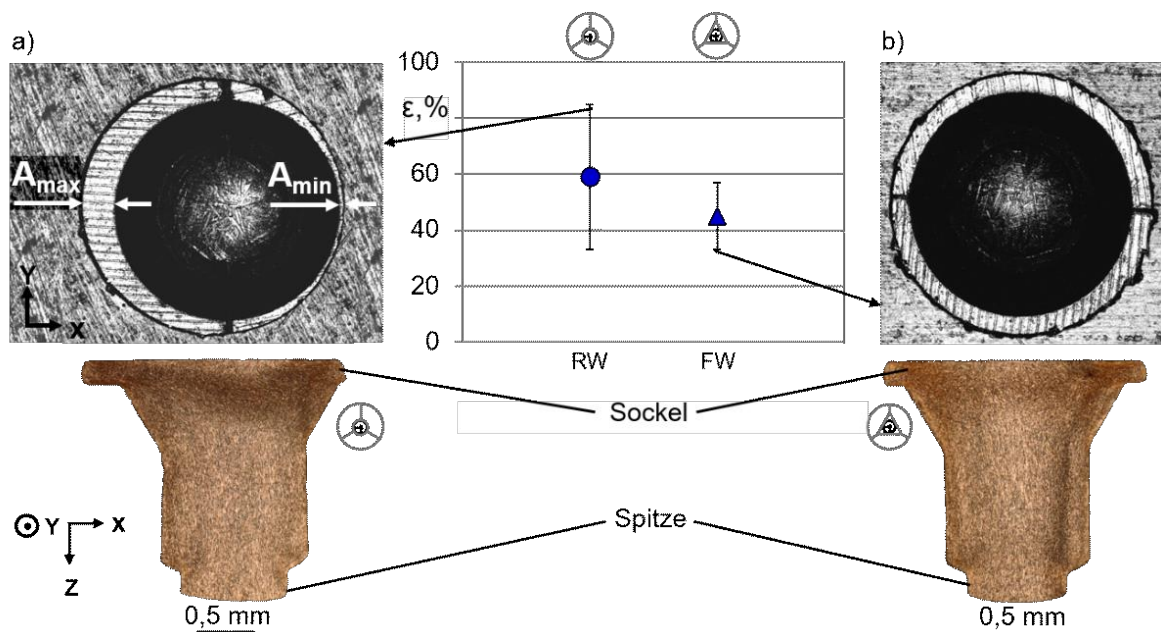


Bild 4.61: Exzentrizität (oben) und Mikrostruktur (unten) der umgeformten Bauteile: Konditionierung erfolgte durch a) Rundwerkzeuge; b) Flachwerkzeuge.

4.4 Anwendungsbeispiel

Durch Rundkneten konditionierte Halbzeuge wurden im Technikum der Fa. Wafios Umformtechnik GmbH (Wuppertal) zum Fertigen von Kleinstteilen verwendet, um die Umformbarkeit nach dem Rundkneten zu beurteilen. Zunächst wurden durch Rund- und Flachwerkzeuge konditionierte Halbzeuge aus Edelstahl 1.4301 in einer Maschine umgeformt, wobei der erste Schritt in der Zerteilung der Halbzeuge in kleine Proben bestand. Bei diesem Schritt waren die Proben im Scherbereich wenig verformt, während die Scherflächen eine normale Verteilung zwischen Schneid- und Bruchfläche aufwiesen. Die Maschine verfügt auf der Stempelseite über drei Umformmodule, womit die endgültige Kopfform erst nach zwei Vorstauchoperationen gebildet wird. Bild 4.62 zeigt die geplante Formgebung der Proben (a) und die Ergebnisse der ersten zwei Umformoperationen I und II (b). Bereits nach der ersten

Vorstauchoption verlieren rundgeknetete Proben ihre axiale Symmetrie und zeigen eine unerwünschte Formabweichung. Dabei ist anzumerken, dass ähnlich zu den Untersuchungen der Exzentrizität konditionierter Halbzeuge aus Kupfer (Kapitel 4.3.2), FW-Halbzeuge qualitativ gesehen eine bessere axiale Symmetrie aufweisen als Proben, die mit Rundwerkzeugen konditioniert wurden, wobei der Werkstoff stark in radialer Richtung geflossenen ist. Eine weitere Ursache kann die unterschiedliche Festigkeit der konditionierten Halbzeuge sein. FW-Halbzeuge zeigten einen leicht höheren Wert bei der Fließspannung $R_{p0,2}$ als RW-Halbzeuge, siehe Bild 4.20.

a) Geplante Formgebung

b) Scher- und Stauchversuch

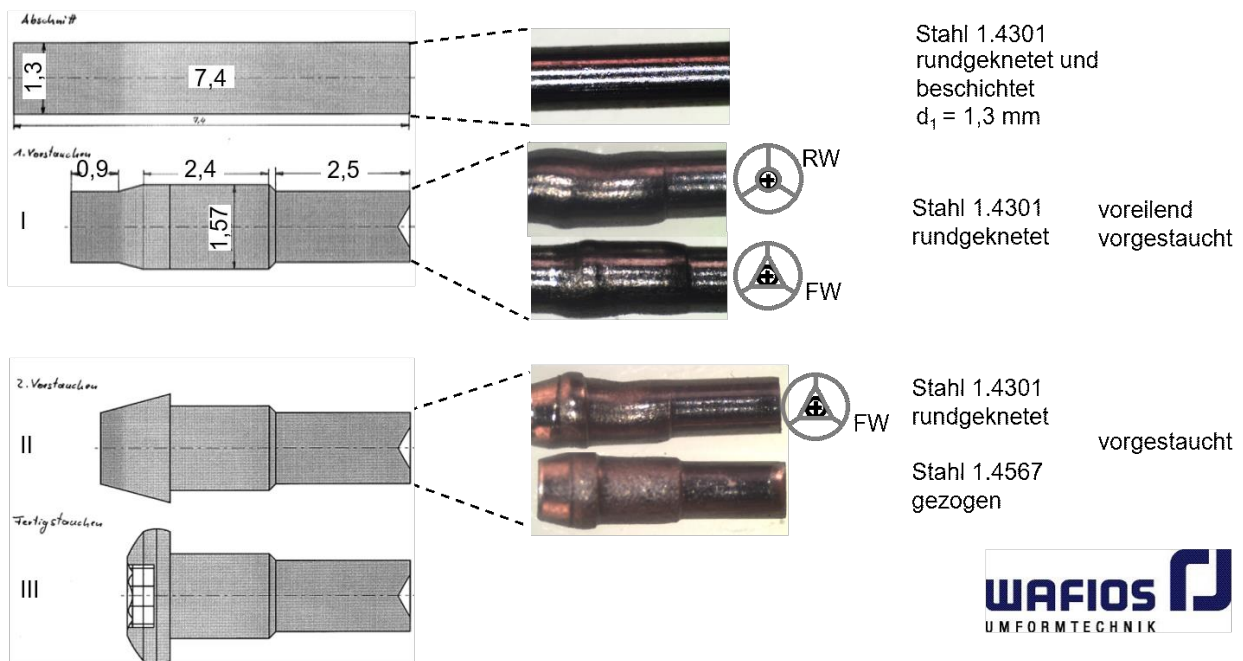


Bild 4.62: Scher- und Stauchversuch (Quelle: Wafios GmbH).

Ebenfalls wurde zur Prüfung von rundgekneteten Halbzeugen das Umformzentrum SMR2 seitens der Wafios Umformtechnik GmbH für die Herstellung von Kleinschrauben in mehrstufigen Kaltumformprozessen ohne Wärmebehandlung genutzt. Durch Rundkneten konditionierte Halbzeuge, weisen in Hinsicht auf Durchmesser, eine ausreichende Genauigkeit auf, damit im Umformzentrum weitere Umformoperationen unter Zuhilfenahme von Matrizen mit engen Toleranzen durchgeführt werden können. Der Prozess am Umformzentrum erfolgt automatisiert mit mehreren komplexen Schritten. Die Ergebnisse sind hierbei abhängig von den eingesetzten Werkzeugen, als auch den verwendeten Werkstücken und zeigen ebenfalls eine Werkstoffabhängigkeit.

Bild 4.63 präsentiert einen Vergleich zwischen Kleinschrauben, welche aus vier unterschiedlich vorbereiteten Halbzeugen gefertigt wurden. Alle vier Beispiele zeigen, dass alle Halbzeuge sich im Doppeldruck zu einer Kleinschraube mit Gewinde gut ausformen lassen, siehe Bild 4.63 (a).

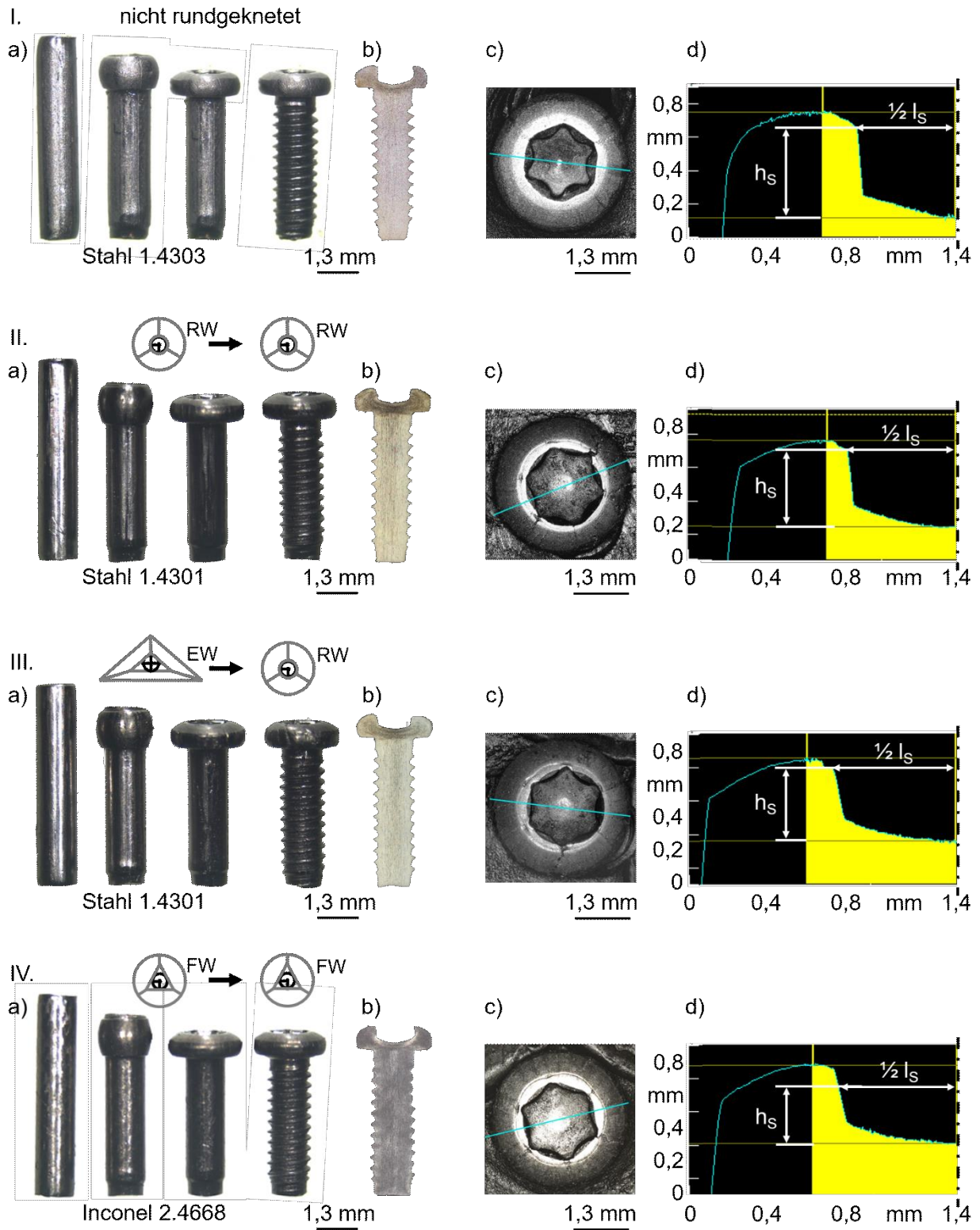


Bild 4.63: Produktion von Kleinschrauben: a) Stufen des Umformprozesses; b) Schlibbild; c) Schraubenkopf mit Innensechsrund; d) Geometrie des Innensechsrundes im Schnitt.

Bei Variante I handelt es sich um einen kaltgezogenen Edelstahl X4CrNi18-12 (1.4303), der standardmäßig für die Produktion von Kleinschrauben verwendet wird. Messungen zeigen hier eine sehr gute Ausbildung des Innensechsrundes, siehe Bild 4.63 (I.c und I.d). Weitere Umformprozesse erfolgten an konditionierten Proben, die zweistufig rundknetet wurden. Bei Variante II handelt es sich um einen mit Rundwerkzeugen zweistufig rundgekneteten Edelstahl X5CrNi18-10 (1.4301). Die Schrauben besitzen eine sehr gute Endform, weisen allerdings kleine Kopfrisse auf und der Innensechsrund verliert seine deutliche „Sternform“, siehe Bild 4.63 (II.c). Bei Variante III wurde ebenfalls Werkstücke aus Edelstahl X5CrNi18-10 (1.4301) in der ersten Stufe beim Rundkneten mit exzentrischen Werkzeugen und anschließend in Stufe zwei mit Rundwerkzeugen bearbeitet, siehe Bild 4.63 (III). Die Umformstufen der Schrauben verliefen mit Erfolg, allerdings sind Risse im gestauchten Teil der Schrauben deutlich zu erkennen. Kopfrisse können aufgrund der Reduzierung der Bruchdehnung nach dem zweistufigem Rundkneten entstehen. Eine mögliche Bildung von Mikrokerben ist als ein weiterer wichtiger Grund zu nennen. Die bei Variante IV verwendete Nickellegierung NiCr19NbMo (2.4668 Inconel) lässt sich nicht nur zweistufig durch das Rundkneten umformen, sondern erlaubt auch eine weitere mehrstufige Produktion von Kleinschrauben. Damit konnten bereits vielversprechende Resultate erzielt werden. Beim Rundkneten konnte allerdings ein hoher Verschleiß der Flachwerkzeuge explizit in der Kalibrierzone beobachtet werden. Im Stauchbereich der Schraube, wo ein starker radialer Werkstofffluss stattfindet, sind kleine Kopfrisse erkennbar. Optisch unterscheidet sich die Geometrie des Innensechsrundes kaum von denjenigen Schrauben, die mit den anderen Rundknetmethoden hergestellt wurden, Bild 4.63 (IV.c).

Einen quantitativen Vergleich der Länge und Tiefe des Innensechsrundes liefert Bild 4.64. Die beiden Mittelwerte für Tiefe h_s und Länge l_s des Innensechsrundes zeigen, dass bei Schrauben aus kaltgezogenem Edelstahl 1.4303 ein größerer Tiefenwert und eine geringere Länge ermittelt werden kann als bei Schrauben aus rundgekneteten Halbzeugen. Die Streuung fällt dabei dermaßen gering aus, dass diese im Diagramm nicht sichtbar ist. Die schlechtere Ausbildung des Innensechsrundes kann anhand der Absenkung von Dehnreserven erklärt werden.

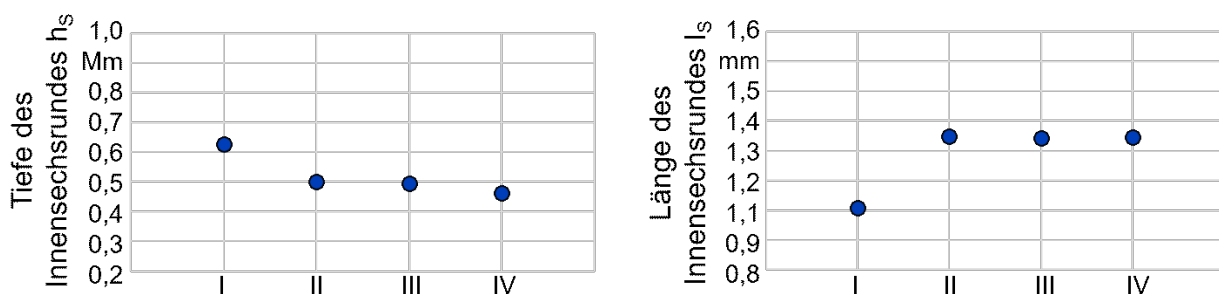


Bild 4.64: Tiefe und Länge des Innensechsrundes von Schrauben mit unterschiedlich vorbereiteten Halbzeugen.

Das gewählte Beispiel der Kleinschraube stellt hier aus technologischer Sicht sehr hohe Anforderungen. Die angegebenen 20 % Reduzierung der Halbzeugvielfalt mittels sehr gut

einstellbarer Durchmesser der Halbzeuge und Verarbeitbarkeit gezeigter Werkstoffe können bei Einführung der Rundknettechnologie in die industrielle Praxis erreicht werden. Für den wirtschaftlichen Erfolg und eine weitere Produktion ohne Kopfrisse müssen Rundknetmethoden angewendet werden, welche nicht nur beim Fließpressen (axialer Werkstofffluss), sondern auch beim Stauchen (radialer Werkstofffluss) der Proben erfolgversprechend sind.

4.5 Fehlerbetrachtung und Gültigkeitsbereich

Zylindrizitätsmessung

Die Zylindrizität des umgeformten Werkstückes wurde mittels eines Messtasters taktill gemessen. Die Biegung des Werkstückes wurde währenddessen an fünf Messpunkten entlang der z-Achse mit einem weiteren induktiven Messtaster vom Typ Millimar 1318, der eine Wiederholpräzision von $0,03 \mu\text{m}$ aufweist, erfasst, siehe Bild 4.65 (a und b). Bild 4.65 (c) visualisiert eine taktill gemessene lineare Abweichung, die aus der Neigung des Werkstückes resultiert. Dadurch ergibt sich eine Messwertverschiebung von einer Messebene zur anderen in Höhe von $2,4 \pm 0,2 \mu\text{m}$. Die Zylinderachse des gemessenen Zylinders ist eine gerade Linie berechnet durch die Mitten die kleinsten Abweichungsquadrate. Für die Berechnung der Zylindrizität wurde die Achse des gemessenen Zylinders daher um den Winkel α_z gedreht, siehe Bild 4.65 (d). Somit wurde die Biegung des labilen Werkstückes unter Wirkkraft des Messtasters des Rundheitsmessgerätes berücksichtigt.

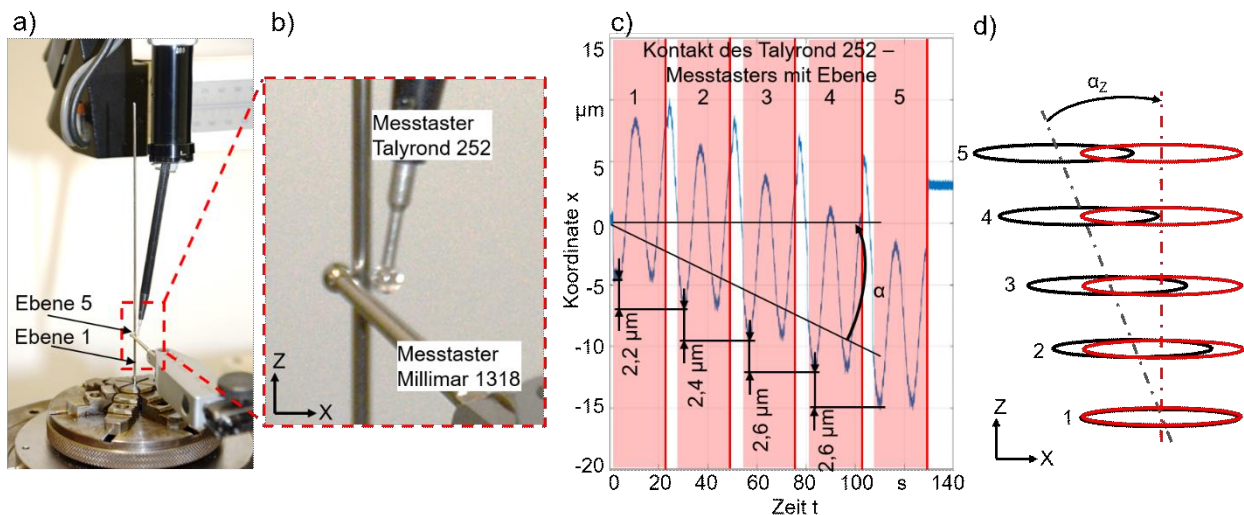


Bild 4.65: Ermittlung der Werkstückbiegung bei einer Zylindrizitätsmessung: a) Messaufbau; b) Positionierung der Messtaster; c) radiale Abweichung gemessen mit Messtaster Millimar 1318; d) schematische Darstellung der Zylinderachsenkorrektur.

Durchmesserbestimmung

Zur Evaluierung der Genauigkeit des LED-Mikrometers von ALLSENS Messtechnik, wurde ein Prüfstift des Herstellers VEITH herangezogen. Der Stift ist in Anlehnung an DIN 2269 gefertigt mit einer Toleranz von $\pm 0,001$ mm bei einem Durchmesser von 1,3 mm. Der mittels LED-Mikrometer ermittelte Durchmesser beträgt $1,305 \pm 0,001$ mm. Da in der gesamten Arbeit die Messwerte für Durchmesser auf zwei Nachkommastellen genau gemessen wurden, spielt die Messabweichung die lediglich im Bereich der dritten Nachkommastelle zur Geltung kommt eine untergeordnete Rolle. Daher können die Messergebnisse dieser Analyse als aussagekräftig angenommen werden.

Messung der Fließpresskraft

Auftretende Kräfte wurden mit Hilfe eines piezoelektrischen Kraftmeselementes gemessen. Die gesamte Messzeit bei der Umformung einer Probe betrug geschwindigkeitsabhängig maximal 30 s. Die zeitliche Drift fällt bei einer Messung nicht auf, da diese zu gering ist. Nach jedem Durchlauf erfolgte zudem ein Nullabgleich. Zudem wird innerhalb des betrachteten Bereiches das Gebersignal als hysteresefrei und hinreichend genau angenommen.

Messung des Werkstückdrehwinkels

Die Genauigkeit des Schlagfolgewinkels $\Delta\phi$ wurde mittels zweier unterschiedlicher Drehzahlsensoren überprüft, welche die Drehgeschwindigkeit der Knetwelle, beziehungsweise die des zugeführten Werkstückes in axialer Richtung aufnehmen. Im Zusammenhang mit dem Werkstück wird das Tonic T2021-30A Winkelmesssystem verwendet, das eine maximale Drehgeschwindigkeit von bis zu 3673 min^{-1} aufnehmen kann. Das zweite System ist ein RHS58N Winkelmesssystem, welches eine Drehgeschwindigkeit von bis zu 6000 min^{-1} aufnehmen kann und mit der Knetwelle verbunden wurde. Die gemessene Abweichung der Relativedrehzahlen lag zu den theoretisch berechneten Werten im Bereich von 170 min^{-1} bis 851 min^{-1} stets unterhalb von $0,1 \text{ min}^{-1}$. Die Standardabweichung bei den Messwerten betrug ebenfalls nie mehr als $0,08 \text{ min}^{-1}$. Da beide Abweichungen vernachlässigbar klein ausfielen, wurden darauf verzichtet diese in den weiteren Betrachtungen miteinzubeziehen.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit zeigt, dass eine Konditionierung von Werkstücken durch das Rundkneten für weitere Umformschritte, wie z. B. das Fließpressen möglich ist, wobei die konditionierten Halbzeuge abhängig von der verwendeten Rundknetmethode jeweils andere Umformeigenschaften zeigen.

Der Rundknetprozess mit einer variablen Radialzustellung der Rundknetwerkzeuge erlaubt die Herstellung von Halbzeugen mit einer ausreichenden Genauigkeit bei einem festgelegten Enddurchmesser. Dies deutet auf eine gute Einstellbarkeit des Durchmessers und eine Möglichkeit mit nur einem Initialdurchmesser, d. h. es wird z. B. nur eine Haspel benötigt, Werkstücke mit einem gewünschten Enddurchmesser in einem engen Toleranzbereich unterhalb des Initialdurchmessers zu produzieren, womit das Produktionslager wesentlich verkleinert und Lagerkosten gesenkt werden können.

Aufbauend auf den Ergebnissen der FEM-Analyse wurden zudem neben dem klassischen Rundkneten abgewandelte Werkzeugdesigns (flach-, doppelflach oder exzentrisch) sowie das Rundkneten mit geänderter Hubamplitude oder dem Schlagfolgewinkel eingeführt. Die eingesetzten Rundknetmethoden mit den Modifikationen der Werkzeuggeometrie oder der Prozesskinematik und im Fall des exzentrischen Rundknetens eine Kombination beider Methoden, erlauben eine Halbzeugherstellung mit individuell eingestellten Charakteristiken: Rauheit, Rundheit und Zylindrizität der Halbzeuge. Des Weiteren wird durch Modifikationen, bewirkt durch das Rundkneten, die Mikrostruktur der konditionierten Halbzeuge sehr stark beeinflusst. Das führt dazu, dass die mechanischen Eigenschaften modifiziert werden, wie es am Beispiel des exzentrischen Rundknetens demonstriert wurde, wobei beispielhaft die Messung des Martensitanteiles in Relation zum Probendurchmesser eine ausgeprägte Reduzierung zeigte.

Ebenso bietet das exzentrische Rundkneten eine hervorragende Möglichkeit mittels Rundkneten ein UFG-Gefüge zu erzielen. Die mit Hilfe des Transmissionselektronenmikroskopes gemessenen Korngrößen liegen hier im Bereich von 249 nm bis 635 nm in Querrichtung und von 3,4 µm bis 508 µm in Längsrichtung. Nach dem Rekristallisationsglühen bei einer Temperatur von 1000 °C bildet sich das Gefüge vollständig zurück und weist keine inneren Risse oder zerstörte Struktur auf. Durch das Einbringen von Scherebenen während des Kaltumformprozesses birgt exzentrisches Rundkneten ein großes Potential zur Herstellung von UFG-Halbzeugen. Das mehrstufige exzentrische Rundkneten gestattet die Überführung eines inhomogenen spiralförmigen Gefüges mit einer starken Verwirbelung unter Beibehaltung der feinen Kornstruktur in eine homogene Mikrostruktur. Eine zwischenstufige Änderung der Vorschubrichtung beeinflusst die Kornstruktur sowie die Werkstoffeigenschaften der umgeformten Halbzeuge. Diese Änderung führt zu einer höheren Härte, welche durch eine Wärmebehandlung zwischen zwei Umformstufen in einer weiteren Härtezunahme resultiert, wodurch die Oberfläche des Halbzeuges allerdings nachteilig beeinflusst wird.

Das „exzentrische Gewindekneten“ konnte zur Visualisierung und Werkstoffuntersuchung erfolgreich eingeführt werden. Eine besondere Geometrie des Modularwerkzeuges erlaubt eine Durchdringung des Werkstoffes mit einem hervorstehenden Nocken auf dem Modulelement,

wodurch bei einer speziellen Kombination von Vorschub pro Schlag und Schlagfolgewinkel ein Spiralkanal erzeugt wird. Die Tiefe und die Geometrie der gebildeten Nut sowie die Steigung P der umgeformten Gewindewerkstücke weisen deutlich darauf hin, dass der radiale und axiale Werkstofffluss sehr stark von der Rundknetmethode abhängen. Die Verläufe der Steigungskurven beim exzentrischen Gewindekneten unterscheiden sich bei den jeweiligen Rundknetmethoden und verlaufen am stabilsten bei Halbzeugen, die vorher mit exzentrischen Werkzeugen konditioniert wurden. Bei dieser Methode weisen die Körner im Vergleich zu anderen Methoden in Längsrichtung die kleinsten Werte auf. Dabei zeigen Gewindewerkstücke die größte Eindringtiefe des Modulnockens im Gegensatz zu den mit Rundwerkzeugen konditionierten Halbzeugen, wobei die größte Streckung der Körner in Längsrichtung und gleichzeitig die kleinste Eindringtiefe im Gewindewerkstück zu beobachten ist.

Die Charakterisierung von Halbzeugen, die durch das Rundkneten konditioniert wurden, erfolgte des Weiteren anhand einer Prozesskette „Rundkneten – Fließpressen“. Dabei wurde untersucht, inwieweit das Rundkneten zu einer Halbzeugkonditionierung für einen nachgeschalteten Fließpressprozess genutzt werden kann und in welchem Maße Rundknetmodifikationen in der Lage sind, die Fließpresskraft zu verändern. Das Rundkneten mit den beschriebenen Modifikationen beeinflusst sowohl die Geometrie als auch Topologie, die Mikrostruktur und Festigkeit der konditionierten Halbzeuge und nimmt somit Einfluss auf die erforderlichen Kräfte bei nachfolgenden Kaltumformprozessen.

Mittels Modifikationen an der Werkzeuggeometrie lässt sich der Kraftbedarf im Vergleich zu nicht rundgekneteten Halbzeugen sowohl durch eine starke Kaltverfestigung erhöhen als auch mit einer Kombination von Einflussfaktoren (Flächenrauheit, Martensitanteil und starke Kornfeinung durch eingebrachte Scherdehnungen beim exzentrischen Rundkneten) verringern. Beide Untersuchungsmethoden, d. h. das „exzentrische Gewindekneten“ wie auch der Fließpressversuch, zeigten für die unterschiedlichen verwendeten Werkzeuge eine ausgeprägte Korrelation zwischen der erforderlichen Umformkraft und der Entwicklung der Gewindesteigung. Weitere wesentliche Aspekte bei der Werkstückkonditionierung sind die Modifikation der Prozesskinematik durch die Variation des Vorschubes pro Schlag, die Hubamplitude und die relative Bewegung zwischen Werkstück und den rotierenden Werkzeugen. Eine sinkende Anzahl von Schlaginkrementen auf der Halbzeuglänge führt bei Zunahme des Vorschubes pro Schlag l_{st} zu einer Erhöhung der relativen Umformkraft F_A nach dem Rundkneten mit Flachwerkzeugen, während es für den Kraftbedarf bei Halbzeugen, die mit Rundwerkzeugen konditioniert wurden, keine wesentliche Rolle spielt. Kommt es zu einer Verringerung der Hubamplitude, so steigt beim Fließpressen die erforderliche Kraft an. Eine Variation des Schlagfolgewinkels führt bei den Proben zu einer stark unterschiedlichen Querschnittsgeometrie. Es konnte ferner aufgezeigt werden, dass ein direkter Zusammenhang zwischen der Anzahl der Facetten und der benötigten relativen Umformkraft F_A beim Fließpressen besteht.

Diese Ergebnisse zeigen signifikant unterschiedliche Umformeigenschaften in Abhängigkeit von der jeweils eingesetzten Methode, die eine breite Grundlage schaffen, die Prozessführung beim Rundkneten den Erfordernissen des nachgelagerten Umformprozesses anzupassen. Dies erlaubt es dem Produzenten zum einen mit nur einem Initialdurchmesser des Werkstückes durch

das Rundkneten den gewünschten Durchmesser zu generieren und zum anderen durch eine gezielte Halbzeugkonditionierung beim nachgelagerten Umformschritt eine Vielzahl diverser Produkte zu realisieren.

Zur Validierung der rundgekneteten Halbzeuge wurden Kleinschrauben in mehrstufigen Kaltumformprozessen ohne Wärmebehandlung hergestellt. Die Ergebnisse zeigen eine Abhängigkeit von den verwendeten Werkzeugen, Werkstücken und Werkstoffen. Das Umformen des Werkstoffes X5CrNi18-10 (1.4301 Edelstahl) erzielt vielversprechende Ergebnisse, bei den in dieser Arbeit gewählten Einstellparametern. Der Chrom-Nickel-Stahl NiCr19NbMo (2.4668 Inconel) ließ sich nach einer Konditionierung durch das Rundkneten ebenfalls gut zu Kleinschrauben umformen. Nach dem Umformschritt „Stauchen“ sind allerdings noch Kopfrisse zu beobachten. Der gewählte Fertigungsprozess der Kleinschraube stellt hier aus technologischer Sicht sehr hohe Anforderungen. Die zunächst zum Fließpressen entwickelte Konditionierung ist primär darauf ausgerichtet, dass der Werkstofffluss in axialer Richtung begünstigt wird. Da nun aber beim Stauchen der Werkstoff zwangsläufig auch radial fließen muss und es zu hohen Beanspruchungen des Werkstoffes kommt, besteht die Aufgabe darin, die Konditionierung dahingehend anzupassen, dass sowohl axiale als auch radiale Beanspruchung möglich wird. Konstruktiv gesehen ist es gut vorstellbar eine Modifikation des Rundknetwerkzeuges dermaßen durchzuführen, dass in der Reduzierzone mittels schräger Oberflächen hohe Scherdehnungen erzielt werden können und in der Kalibrierzone eine Kavität wie z. B. bei Rundwerkzeugen beibehalten bleibt. Solche exzentrisch-zentrische Werkzeuge sollen einerseits die Kornfeinung ermöglichen und andererseits die Oberfläche verbessern, damit Mikrokerben vermieden werden können. Eine weitere Option stellt das exzentrische Warmrundkneten dar. Es wird dabei ein feinkörniges globulares Gefüge angestrebt. Der Werkstoff wird dadurch homogenisiert und mit ausreichenden Dehnreserven versehen, um den Werkstofffluss in axiale sowie radiale Richtungen erfolgreich unterstützen zu können.

Die bisher vorliegenden Erkenntnisse lassen erwarten, dass bei weiterer Verbesserung der Prozessführung es durchaus möglich ist, rundgeknetete Halbzeuge einzusetzen. Die Konditionierung der Werkstücke durch das Rundkneten bringt vielversprechende Ergebnisse in einigen Anwendungen, wie z. B. Fließpressen und kann somit auch ein erster Schritt für nachfolgende Operationen sein. Experimente zeigen, dass das Rundkneten zu einer Basistechnologie für Prozessketten werden könnte. Insbesondere sind diese explizit dort vorstellbar, wo die gefertigten Bauteile spezifische Eigenschaften aufzuweisen haben, wie z. B. feinkörnige Strukturen im Medizinbereich bei chirurgischen Instrumenten oder Implantaten.

6 Literaturverzeichnis

- [Abd13] Abdulstaar, M. A.; El-Danaf, E. A.; Waluyo, N. S.; Wagner, L.: Severe plastic deformation of commercial purity aluminum by rotary swaging: Microstructure evolution and mechanical properties. In *Materials Science and Engineering: A*, 565, pp. 351–358, 2013.
- [Ang54] Angel, T.: Formation of Martensite in Austenitic Stainless Steels. In *J. Iron and Steel Institute*, 1954, pp. 165–174, 1954.
- [Awi12] Awiszus, B.; Herold, G.; Voigt, W.: Umformen. In (Matthes, K.-J. Ed.): *Grundlagen der Fertigungstechnik*. Carl Hanser Fachbuchverlag, s.l., 2012, pp. 54–55.
- [Bar12a] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2012.
- [Bar12b] Barga, R. von; Hehl, A. von; Zoch, H.-W.: Kurzzeit-Rekristallisationsglühen von Mikrobauteilen aus X5CrNi18-10 im Fallrohröfen. In *HTM Journal of Heat Treatment and Materials*, 67, 6, pp. 386–392, 2012.
- [Bet76] Betten, J.: Plastische Anisotropie und Bauschinger-Effekt; allgemeine Formulierung und Vergleich mit experimentell ermittelten Fließkurven. In *Acta Mechanica*, 25, 1-2, pp. 79–94, 1976.
- [Bös18] Bösing, I.; Herrmann, M.; Bobrov, I.; Thöming, J.; Kuhfuss, B.; Epp, J.; Baune, M.: The influence of microstructure deformation on the corrosion resistance of cold formed stainless steel. In *MATEC Web of Conferences*, 190, 3–4, p. 4002, 2018.
- [Bös21] Bösing, I.; Ortmann-Ishkina, S.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.; Baune, M.: Control of corrosion features by forming parameters. 24th International Conference on Material Forming (ESAFORM 2021), 2021.
- [Bru06] Bruns, R.; Gravenkötter, G.: Größeneffekte in der Mikrologistik. In *Logistics Journal nicht-referierte Veröffentlichungen*, 2006.
- [Bru19] Bruder, E.: Severe Plastic Deformation by Equal Channel Angular Swaging. <https://www.scientific.net/MSF.667-669.103>, accessed 24 Nov 2019.
- [Car06] Carlton, C.; Ferreira, P. J.: What is Behind the Inverse Hall-Petch Behavior in Nanocrystalline Materials? In *MRS Proceedings*, 976, p. 1248, 2006.
- [Cha08] J.L. Chaboche: A review of some plasticity and viscoplasticity theories. In *International Journal of Plasticity*, 24, 10, pp. 1642–1693, 2008.
- [Cha11] Chan, W. L.; Fu, M. W.; Yang, B.: Study of size effect in micro-extrusion process of pure copper. In *Materials & Design*, 32, 7, pp. 3772–3782, 2011.

-
- [Cha18] Charni, D.; Ishkina, S.; Epp, J.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Zoch, H.-W.; Kuhfuss, B.: Generation of residual stresses in rotary swaging process. In MATEC Web of Conferences, 190, p. 4001, 2018.
- [Cha20] Charni, D.; Ishkina, S.; Epp, J.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: Complementary methods for assessment of residual stress fields induced by rotary swaging of steel bars. The 13th International Conference on the Technology of Plasticity, July 26-31, The Ohio State University, Ohio Union Columbus, Ohio, USA, 2020. angenommen, noch nicht veröffentlicht.
- [Das09] Das, D.; Chattopadhyay, P. P.: Influence of martensite morphology on the work-hardening behavior of high strength ferrite–martensite dual-phase steel. In Journal of Materials Science, 44, 11, pp. 2957–2965, 2009.
- [Das13] Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA: Abaqus Analysis User's Guide (6.13). <http://dsk.ippt.pan.pl/docs/abaqus/v6.13/books/usb/default.htm>, accessed 26 Feb 2020.
- [Das14] Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA: Abaqus Analysis User's Guide, Volume III. http://ivt-abaqusdoc.ivt.ntnu.no:2080/v6.14/pdf_books/ANALYSIS_3.pdf.
- [Die18] Dietrich, J.: Praxis der Umformtechnik. Umform- und Zerteilverfahren, Werkzeuge, Maschinen. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2018.
- [Eng02] Engel, U.; Eckstein, R.: Microforming—from basic research to its realization. In Journal of Materials Processing Technology, 125-126, pp. 35–44, 2002.
- [Fan13] Fan, Z. Q.; Hao, T.; Zhao, S. X.; Luo, G. N.; Liu, C. S.; Fang, Q. F.: The microstructure and mechanical properties of T91 steel processed by ECAP at room temperature. In Journal of Nuclear Materials, 434, 1-3, pp. 417–421, 2013.
- [Gan14] Gan, W. M.; Huang, Y. D.; Wang, R.; Wang, G. F.; Srinivasan, A.; Brokmeier, H.-G.; Schell, N.; Kainer, K. U.; Hort, N.: Microstructures and mechanical properties of pure Mg processed by rotary swaging. In Materials & Design, 63, pp. 83–88, 2014.
- [Gei01] Geiger, M.; Kleiner, M.; Eckstein, R.; Tiesler, N.; Engel, U.: Microforming. In CIRP Annals, 50, 2, pp. 445–462, 2001.
- [Gei88] Geige, R.; Lange, K.: Fließpressen. In (Lange, K. Ed.): Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Band 2: Massivumformung. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, s.l., 1988, pp. 458–574.

- [Gha06] Ghaei, A.; Karimi Taheri, A.; Movahhedy, M. R.: A new upper bound solution for analysis of the radial forging process. In *International Journal of Mechanical Sciences*, 48, 11, pp. 1264–1272, 2006.
- [Gör14] Görtan; Okan, M.: Severe plastic deformation of metallic materials by equal channel angular swaging: Theory, experiment and numerical simulation. <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/4077/>, accessed 24 Nov 2019.
- [Gro07] Groche, P.; Fritsche, D.; Tekkaya, E. A.; Allwood, J. M.; Hirt, G.; Neugebauer, R.: Incremental Bulk Metal Forming. In *CIRP Annals*, 56, 2, pp. 635–656, 2007.
- [Hal51] Hall, E. O.: The Deformation and Ageing of Mild Steel: II Characteristics of the Lders Deformation. In *Proceedings of the Physical Society. Section B*, 64, 9, pp. 742–747, 1951.
- [Hel08] Hellmig, R. J.: Hochgradige plastische Umformung durch Equal Channel Angular Pressing (ECAP). Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Heinz Palkowski *Werkstoffumformung. Habilitationsschrift*, Clausthal, 2008.
- [Her16] Herrmann, M.; Moumi, E.; Ishkina, S.; Schenck, C.; Liu, Y.; Kuhfuss, B.: Werkstofffluss beim Rundkneten. 23. Sächsische Fachtagung Umformtechnik Professur Formgebende Fertigungsverfahren (SFU 2016), Technische Universität Dresden, 7./8. Dezember 2016, Dresden (CD), 2016.
- [Her19] Herrmann, M.: *Schmierstofffreies Rundkneten / Trockenrundkneten*. Zugl.: Bremen, Univ., Dissertation, 2019.
- [Hof12] Hoffmann, H.; Spur, G.; Neugebauer, R.: *Handbuch Umformen*. Carl Hanser Fachbuchverlag, s.l., 2012.
- [Ish12] Ishikawa, T.: Understanding and controlling microstructural evolution in metal forming: an overview. In (Balint, D.; Lin, J.; Pietrzyk, M. Eds.): *Microstructure evolution in metal forming processes. Modelling and applications*. Woodhead Pub, Cambridge, 2012, pp. 3–16.
- [Ish15a] Ishkina, S.; Kuhfuss, B.; Schenck, C.: Grain Size Modification by Micro Rotary Swaging. In *Key Engineering Materials*, 651-653, pp. 627–632, 2015.
- [Ish15c] Ishkina, S.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: Beeinflussung der Umformbarkeit von Halbzeugen durch Modifikationen beim Mikrorundkneten. In *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, pp. 64–71, 2015.

-
- [Ish17a] Ishkina, S.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.; Mouri, E.; Tobeck, K.: Eccentric rotary swaging. In *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 18, 7, pp. 1035–1041, 2017.
- [Ish17b] Ishkina, S.; Schenck, C.; Kuhfuss, B. Konditionierung von Halbzeugen durch Mikrorundkneten. 8. Kolloquium Mikroproduktion Bremen, 27.-28. November 2017, Hrsg.: Vollertsen, Frank; Hopmann, Christian; Schulze, Volker; Wulfsberg, Jens. BIAS Verlag, Bremen, 2017.
- [Ish18] Ishkina, S.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: Conditioning of material properties by micro rotary swaging. *AIP Conference Proceedings* 1960, 160013, 2018. <https://aip.scitation.org/doi/abs/10.1063/1.5035039>.
- [Ish20a] Ishkina, S.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: Conditioning of part properties. In: *Cold Micro Metal Forming: Research Report of the Collaborative Research Center "Micro Cold Forming"* (SFB 747), Bremen, Germany, pp. 63–72.
- [Ish20b] Ishkina, S.; Schenck, C.; Herrmann, M.; Kuhfuss, B.: Visualization of Axial Material Flow by Eccentric Thread Swaging. In *Procedia Manufacturing*, 47, pp. 1339–1344, 2020.
- [Iwa98] Iwahashi, Y.; Horita, Z.; Nemoto, M.; Langdon, T. G.: The process of grain refinement in equal-channel angular pressing. In *Acta Materialia*, 46, 9, pp. 3317–3331, 1998.
- [Jeo20] Jeol GmbH: Präparationssysteme. <https://www.jeol.de/electronoptics/produktgruppen/elektronen-ionenoptische-systeme/probenpraeparationssysteme/ion-slicer-em-09100is.php>.
- [Kal15] Kalnins, A.; Rudolph, J.; Willuweit, A.: Using the Nonlinear Kinematic Hardening Material Model of Chaboche for Elastic–Plastic Ratcheting Analysis. In *Journal of Pressure Vessel Technology*, 137, 3, p. 384, 2015.
- [Kam08] Kammerer, M.; Schöck, J.: Verfahren in Fließpressen. In (Lange, K. Ed.): *Fließpressen. Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke; mit 74 Tabellen*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [Kau13] Kaune, Vanessa: Entstehung und Eigenschaften von UFG Gradientengefügen durch Spaltprofilieren und Spaltbiegen höherfester Stähle. <http://tuprints.ulb-tu-darmstadt.de/3655/>, accessed 24 Nov 2019.
- [Kie03] Kienhöfer, C.; Grupp, P.: *Rundknettechnik: Verfahren, Vorteile, Möglichkeiten*. Moderne Industrie, Landsberg/Lech, 2003.
- [Klo06] Klocke, F.; König, W.: *Fertigungsverfahren 4. Umformen*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2006.

-
- [Koc17] Kocich, R.; Kunčická, L.; Macháčková, A.; Šofer, M.: Improvement of mechanical and electrical properties of rotary swaged Al-Cu clad composites. In *Materials & Design*, 123, pp. 137–146, 2017.
- [Köh17] Köhler, B.; Clausen, Brigitte und Zoch, Hans Werner: 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. pp. 91-98., 2017.
- [Kri07] Krishnan, N.; Cao, J.; Dohda, K.: Study of the Size Effect on Friction Conditions in Microextrusion—Part I: Microextrusion Experiments and Analysis. In *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 129, 4, pp. 669–676, 2007.
- [Kuh08] Kuhfuss, B.; Mouri, E.; Piwek, V.: Micro rotary swaging: process limitations and attempts to their extension. In *Microsystem Technologies*, 14, 12, pp. 1995–2000, 2008.
- [Kuh09] Kuhfuss, B.; Mouri, E.: Manufacturing of micro components by means of plunge rotary swaging. In 9th International euspen Conference, 2nd June- 5th June, San Sebastian, Spanien, 2009.
- [Kuh13] Kuhfuss, B.; Mouri, E.: Incremental forming. In (Vollertsen, F. Ed.): *Micro metal forming*. Springer, Heidelberg, 2013, pp. 104–113.
- [Kuh15] Kuhfuss, B.; Mouri, E.; Clausen, B.; Epp, J.; Koehler, B.: Investigation of Deformation Induced Martensitic Transformation during Incremental Forming of 304 Stainless Steel Wires. *Key Engineering Materials (Volumes 651-653)*, pp. 645-650. <https://www.scientific.net/KEM.651-653.645>, accessed 16 Feb 2020.
- [Kum03] Kumar, K.S.; van Swygenhoven, H.; Suresh, S.: Mechanical behavior of nanocrystalline metals and alloys¹¹The Golden Jubilee Issue—Selected topics in *Materials Science and Engineering: Past, Present and Future*, edited by S. Suresh. In *Acta Materialia*, 51, 19, pp. 5743–5774, 2003.
- [Kun19] Kunčická, L.; Macháčková, A.; Krátká, L.; Kocich, R.: Analysis of Deformation Behaviour and Residual Stress in Rotary Swaged Cu/Al Clad Composite Wires. In *Materials (Basel, Switzerland)*, 12, 21, 2019.
- [Lan08] Lange, K. Ed.: *Fließpressen. Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke; mit 74 Tabellen*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [Lap15] Laplanche, G.; Horst, O.; Otto, F.; Eggeler, G.; George, E. P.: Microstructural evolution of a CoCrFeMnNi high-entropy alloy after swaging and annealing. In *Journal of Alloys and Compounds*, 647, pp. 548–557, 2015.

-
- [Leb00] Lebedev, A. A.; Kosarchuk, V. V.: Influence of phase transformations on the mechanical properties of austenitic stainless steels. In *International Journal of Plasticity*, 16, 7, pp. 749–767, 2000.
- [Lim09] Lim, S.-J.; Choi, H.-J.; Lee, C.-H.: Forming characteristics of tubular product through the rotary swaging process. In *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 1, pp. 283–288, 2009.
- [Liu18] Liu, Y.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: Axial and Radial Material Flow Analysis in Infeed Rotary Swaging of Tubes. In *MATEC Web of Conferences*, 190, p. 4003, 2018.
- [Liu19] Liu, Y.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: Plastic Deformation Components in Mandrel Free Infeed Rotary Swaging of Tubes. In *Procedia Manufacturing*, 27, pp. 33–38, 2019.
- [Low03] Lowe, T. C.; Zhu, Y. T.: Commercialization of Nanostructured Metals Produced by Severe Plastic Deformation Processing. In *Advanced Engineering Materials*, 5, 5, pp. 373–378, 2003.
- [Mah10] Mahmoud, M. A.; Sobhy, M.; Abd El-Rehim, A. F.; Abdel Rahman, R. M.: The variation of work hardening characteristics of Al-5wt % Mg alloy during phase transition. In *Physica B: Condensed Matter*, 405, 17, pp. 3616–3623, 2010.
- [Mar16] Marre, M.; Beihofer, D.: Neues Maschinenkonzept für das Rundkneten – Ressourceneffiziente Kaltumformung. Vogel/Felss: Whitepaper, DOI: 10.13140/RG.2.1.5172.0561, 2016.
- [Mer11] Merklein, M.; Koch, J.; Opel, S.; Schneider, T.: Fundamental investigations on the material flow at combined sheet and bulk metal forming processes. In *CIRP Annals*, 60, 1, pp. 283–286, 2011.
- [Meß98] Meßner, A.: Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile. Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung; Bericht aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie. Zugl.: Erlangen, Nürnberg, Univ., Diss., 1997. Meisenbach, Bamberg, 1998.
- [Mou14a] Mouri, E.; Ishkina, S.; Kuhfuss, B.; Hochrainer, T.; Struss, A.; Hunkel, M.: 2D-simulation of Material Flow during Infeed Rotary Swaging Using Finite Element Method. In *Procedia Engineering*, 81, pp. 2342–2347, 2014.
- [Mou14b] Mouri, E.; Kuhfuss, B.: Properties of alloy 304 micro parts processed by rotary swaging. *Proceedings of the 4th International Conference on Nanomanufacturing (nanoMan 2014)*, Bremen, 2014.

- [Mou18b] Mouri, Martial, E.: Untersuchungen zum Rundkneten von Mikrobauteilen. Zugl.: Bremen, Univ., Diss., 2018., 2018.
- [Mou20] Mouri, E.; Schenck, C.; Herrmann, M.; Kuhfuss, B.: Rotary swaging of micro parts. In (Vollertsen, F. et al. Eds.): Cold Micro Metal Forming: Research Report of the Collaborative Research Center "Micro Cold Forming" (SFB 747), Bremen, Germany. Springer International Publishing, Cham, 2020, pp. 45–62.
- [Oec14] Oechsner, M.; Kloos, K.-H.; Berger, C.: Eigenschaften und Verwendung der Werkstoffe. In Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau. Hrsg.:K.-H. Grote, J. Feldhusen. Springer Vieweg, Berlin, 2014.
- [Pet53] Petch, N. J.: The cleavage strength of polycrystals. In In J Iron Steel Inst., 25: 174, 1953.
- [Pfe10] Pfeifer, T.; Schmitt, R.: Fertigungsmesstechnik. Oldenbourg, München, 2010.
- [Piw07] Piwek, V.: Verhalten und Optimierung eines direkt angetriebenen Vorschubsystems bei impuls-förmiger Belastung. Diss., 2007.
- [Piw13] Piwek, V.: Cold Forging. In (Vollertsen, F. Ed.): Micro metal forming. Springer, Heidelberg, 2013, pp. 122–133.
- [Rau92] Rauschnabel, E.; Schmidt, V.: Modern applications of radial forging and swaging in the automotive industry. In Journal of Materials Processing Technology, 35, 3, pp. 371–383, 1992.
- [Ren20] Renishaw plc: <https://www.renishaw.de/de/tonic-inkrementelles-messsystem-mit-resm-winkelmessring--10243>. <https://www.renishaw.de/de/tonic-inkrementelles-messsystem-mit-resm-winkelmessring--10243>, accessed 21 Feb 2020.
- [Ros07] Rosochowski, A.; Presz, W.; Olejnik, L.; Richert, M.: Micro-extrusion of ultra-fine grained aluminium. In The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 33, 1-2, pp. 137–146, 2007.
- [Sar13] Saray, O.; Purcek, G.; Karaman, I.; Maier, H. J.: Formability of Ultrafine-Grained Interstitial-Free Steels. In Metallurgical and Materials Transactions A, 44, 9, pp. 4194–4206, 2013.
- [Sch08] Schöck, J.; Kammerer, M.: Werkstoffauswahl. In (Lange, K. Ed.): Fließpressen. Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke; mit 74 Tabellen. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008, pp. 43–80.
- [Sch10] Scholz-Reiter, B.; Brenner, N.: Simultaneous Engineering in der Mikroproduktion – Ein Vorgehensmodell. Wt Werkstattstechnik online J. 100 H.11/12, S.880, Düsseldorf.

-
- [Seg77] Segal, V. M.: Patent Nr. 575892, 1977.
- [Seg95] Segal, V. M.: Materials processing by simple shear. In *Materials Science and Engineering: A*, 197, 2, pp. 157–164, 1995.
- [Seg99] Segal, V. M.: Equal channel angular extrusion: from macromechanics to structure formation. In *Materials Science and Engineering: A*, 271, 1-2, pp. 322–333, 1999.
- [Sei12] Seidel, W. W.; Hahn, F.: *Werkstofftechnik. Werkstoffe - Eigenschaften - Prüfung - Anwendung*. Hanser, München, 2012.
- [Sie94] Siegert K.; Kemmerer M.: *Impact Extrusion Processes*. TALAT Lecture 3502, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 1994.
- [Sob96] Sobis, T.: *Beitrag zur Mechanik der Mischreibung in der Wirkfuge umformtechnischer Prozesse*. (Bericht aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Institut für Fertigungstechnik, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 10). Springer, Berlin, 1996.
- [Son06] Song, R.; Ponge, D.; Raabe, D.; Speer, J. G.; Matlock, D. K.: Overview of processing, microstructure and mechanical properties of ultrafine grained bcc steels. In *Materials Science and Engineering: A*, 441, 1, pp. 1–17, 2006.
- [Spu83] Spur, G.; Schmoeckel, D.; Stöferle, T.: *Umformen*. Hanser, München, 1983.
- [Sto01] Stolyarov, V. V.; Zhu, Y. T.; Lowe, T. C.; Valiev, R. Z.: Microstructure and properties of pure Ti processed by ECAP and cold extrusion. In *Materials Science and Engineering: A*, 303, 1, pp. 82–89, 2001.
- [Tal04] Talonen, J.; Aspegren, P.; Hänninen, H.: Comparison of different methods for measuring strain induced α -martensite content in austenitic steels. In *Materials Science and Technology*, 20, 12, pp. 1506–1512, 2004.
- [Tan02] Tan, X.: Comparisons of friction models in bulk metal forming. In *Tribology International*, 35, 6, pp. 385–393, 2002.
- [Toe18a] Toenjes, A.; Ishkina, S.; Schenck, C.; Hehl, A. von; Zoch, H.-W.; Kuhfuss, B.: Eccentric rotary swaging variants. In *MATEC Web of Conferences*, 190, 7-8, p. 15003, 2018.
- [Toe18b] Toenjes, A.; Ishkina, S.; Hehl, A. von; Schenck, C.; Zoch, H.-W.; Kuhfuss, B.: Multistage Eccentric Rotary Swaging. In *HTM Journal of Heat Treatment and Materials*, 73, 6, pp. 344–351, 2018.

- [Uhl67] Uhlig, A.: Über die Maß- und Formgenauigkeit beim Rundkneten von Außenformen. Bd. 100, 2, S. S. 91-96., 1967.
- [Val00] Valiev, R.Z.; Islamgaliev, R.K.; Alexandrov, I.V.: Bulk nanostructured materials from severe plastic deformation. In *Progress in Materials Science*, 45, 2, pp. 103–189, 2000.
- [Val01] Valiev, R. Z.: Developing SPD methods for processing bulk nanostructured materials with enhanced properties. In *Metals and Materials International*, 7, 5, pp. 413–420, 2001.
- [Val02] Valiev, R. Z.; Alexandrov, I. V.; Zhu, Y. T.; Lowe, T. C.: Paradox of Strength and Ductility in Metals Processed Bysevere Plastic Deformation. In *Journal of Materials Research*, 17, 1, pp. 5–8, 2002.
- [Val06] Valiev, R. Z.; Estrin, Y.; Horita, Z.; Langdon, T. G.; Zechetbauer, M. J.; Zhu, Y. T.: Producing bulk ultrafine-grained materials by severe plastic deformation. In *JOM*, 58, 4, pp. 33–39, 2006.
- [Val08] Valiev, R. Z.; Semenova, I. P.; Latysh, V. V.; Shcherbakov, A. V.; Yakushina, E. B.: Nanostructured titanium for biomedical applications: New developments and challenges for commercialization. In *Nanotechnologies in Russia*, 3, 9-10, pp. 593–601, 2008.
- [Vol13] Vollertsen, F. Ed.: *Micro metal forming*. Springer, Heidelberg, 2013.
- [Waf20] Wafios GmbH: Umformzentrum SMR Bauart Wafios. <https://www.wafios-umformtechnik.de/maschinen/umformzentrum-fuer-schrauben-und-kleinteile/smr.html>.
- [Wan17] Wang, H.; Jing, H.; Zhao, L.; Han, Y.; Lv, X.; Xu, L.: Dislocation structure evolution in 304L stainless steel and weld joint during cyclic plastic deformation. In *Materials Science and Engineering: A*, 690, pp. 16–31, 2017.
- [Wur09] Wurster, S.; Pippan, R.: Nanostructured metals under irradiation. In *Scripta Materialia*, 60, 12, pp. 1083–1087, 2009.
- [Yan06] Yang, Q.; Ghosh, A. K.: Deformation behavior of ultrafine-grain (UFG) AZ31B Mg alloy at room temperature. In *Acta Materialia*, 54, 19, pp. 5159–5170, 2006.
- [Zai05] Zaiceva, T.: Ротационное обжатие стержневых элементов из труднодеформируемых сталей. Übersetzung aus dem russischen: Rundkneten von Kernelementen aus schwer verformbaren Stählen. Dissertation. Staatliche Universität Tula, Tula, Russische Föderation, 2005.

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

- Entwicklung eines 3D-Modells für den Rundknetprozess (Bachelorarbeit 2015)
Marco Rudolph
- Rundkneten mit Relativdrehzahl (Bachelorarbeit 2016)
Ramil Basyrov
- Realisierung ungleicher Hublagen beim Rundkneten von Mikrobautteilen (Bachelorarbeit 2016)
Kiron Tobeck
- Kopplung der Vorschubgeschwindigkeit mit dem Schlagfolgewinkel beim Mikrorundkneten (Bachelorarbeit 2016)
Yuri Besprozvany
- Beeinflussung der Scherebene beim Rundkneten durch maschinenseitige Modifikationen (Masterarbeit 2016)
Yusuf Aktas
- Charakterisierung von rundgekneteten Drähten (Bachelorarbeit 2017)
Fabian Möllerbernd
- Umsetzung der Werkstückrotation beim Rundkneten (Projektarbeit 2019)
Thania Valeria Bendin
Tim Evers
Max Fricke
Jonas Schulze
- Exzentrisches Rundkneten mit Änderung des Schlagfolgewinkels (Bachelorarbeit 2019)
Jose Alfredo Rojas Annicchiarico
- Synchronisation der Achsen beim Mikrorundkneten (Softwaretechnikprojekt 2019)
Jonas Lütjen
Alenna Kha
Tim Düe
Thore Brinkmann
David Brodbeck
- Exzentrisches Rundkneten von Rohren (Bachelorarbeit 2020)
Muhammed Tekin

7 Anhang

Tabelle 2: Versuchsvariation

Nr.	Versuchsreihe beim Fließpressen	Werkstoff	Initialdurchmesser d_0 , mm	Werkzeug	Vorschub pro Schlag l_{st} , μm	Hubhöhe h_T , mm	Schlagfolgewinkel $\Delta\phi$	Zwischendurchmesser d_{zw} , mm	Radialer Versatz ΔM , mm	Wärmebehandlung, °C	Richtungsänderung
1	I	Stahl 1.4301	2,7	RW	9,8	0,2	50°	--	0	--	--
2	I-a			19,6							
3	II			9,8							
4	II-a			19,6							
5	II-b			9,8							
6	III			9,8							
7	III-a			4,9	0,2						
8	III-b										
9	III-c										
10	III-d										
11	IV			9,8	50°						
12	V			9,8	50°						
13	--	Stahl 1.4301	1,5	RW _{0,5}	4,9	0,2	--	--	0	--	--
14				9,8							
15				19,6							
16				4,9							
17				9,8							
18				19,6							
19				4,9							
20				9,8							
21				19,6							
22				9,8							
23				19,6							
24				19,6							
25	--	Stahl 1.4301	2,7	FW	9,8	0,2	50°	--	0,2	--	--
26				9,8							
27				EW	19,6						
28				19,6							
29				1,8							
30				1,8							
31	600										
32	--	Kupfer E-Cu 58	2,65	RW	9,8	0,2	50°	--	0	--	--
33				FW	9,8						

Tabelle 3. Versuchsvariation bei der Charakterisierung von Halbzeugen durch den Werkstofffluss.

Nr.	Werkzeug		Vorschub pro Schlag l_{st} , μm		Schlagfolge- winkel $\Delta\phi$		Zwischen- durchmes- ser d_{zw} , mm	Radialer Versatz ΔM , mm
	Stufe 1	Stufe 2	Stufe 1	Stufe 2	Stufe 1	Stufe 2		
1	RW	Modular- werkzeug	9,8	19,6	50°	9°	1,55	0,03
2	FW							
3	DFW							
4	EW							

Tabelle 4. Versuchsvariation bei der Konditionierung von Werkstücken für die industrielle Anwendung.

Nr.	Werkstoff	Werkzeug		Initial- durchmes- ser d_0 , mm	Vorschub pro Schlag, l_{st} , μm		Zwischen- durchmes- ser d_{zw} , mm	Ziel- durchmes- ser d_1 , mm
		Stufe 1	Stufe 2		Stufe 1	Stufe 2		
1	Inconel 2.4668	FW	FW	2,5	19,6	19,6	1,9	1,28 \pm 0,02
2	Stahl 1.4301	FW	--	2,7		--	--	
3		EW	RW			19,6	2,0	