

FAU Studien aus dem Maschinenbau 336

Markus Michalski

Grundlegende Untersuchungen zum
Prozess- und Werkstoffverhalten bei
schwingungsüberlagerter Umformung

Markus Michalski

Grundlegende Untersuchungen zum
Prozess- und Werkstoffverhalten bei
schwingungsüberlagerter Umformung

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 336

Herausgeber der Reihe:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Markus Michalski

Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter Umformung

Dissertation aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT)
Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Erlangen
FAU University Press
2019

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek:
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bitte zitieren als

Michalski, Markus. 2019. *Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter Umformung*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 336. Erlangen: FAU University Press.
DOI: 10.25593/978-3-96147-271-0.

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt.
Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren.
Sie sind nutzbar unter der Creative Commons Lizenz BY-NC.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über den OPUS Server der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar:
<https://opus4.kobv.de/opus4-fau/home>

Verlag und Auslieferung:

FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-270-3 (Druckausgabe)

eISBN: 978-3-96147-271-0 (Online-Ausgabe)

ISSN: 2625-9974

DOI: 10.25593/978-3-96147-271-0

**Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und
Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter
Umformung**

Der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg

zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Markus Michalski, M.Sc.

aus Eggenfelden

Als Dissertation genehmigt
von der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der mündlichen

Prüfung: 16. Juli 2019

Vorsitzender des

Promotionsorgans: Prof. Dr.-Ing. Reinhard Lerch

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein
Prof. Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens,
Leibniz Universität Hannover

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT) der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Die wesentlichen Aspekte dieser Arbeit wurden innerhalb des vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) geförderten Verbundprojekts „UltraCaulk - Ultraschallunterstütztes Umformen und Verstemmen“, im Teilprojekt „Entwicklung der Grundlagen und des Simulationsmodells“ erarbeitet. Für die Unterstützung des BMBF möchte ich mich herzlich bedanken. Weiterhin danke ich Herr Dr. Andrew Heath von der Firma MATFEM und Herrn Uwe Leicht von der Robert Bosch GmbH für die konstruktiven Diskussionen und die stets gute Zusammenarbeit während des gemeinsamen Forschungsprojekts.

Mein besonderer Dank gilt Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein, der Ordinaria des Lehrstuhls für Fertigungstechnologie, für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit und das in mich gesetzte Vertrauen. Die Zeit am Lehrstuhl und die Möglichkeit zur eigenverantwortlichen Bearbeitung eines breiten Spektrums an Forschungsthemen gab mir die Gelegenheit, mich sowohl fachlich als auch persönlich weiterzuentwickeln. Für die Übernahme des Koreferats möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens, Leiter des Instituts für Umformtechnik und Umformmaschinen der Leibniz Universität Hannover bedanken. PD Dr.-Ing. Heinz Werner Höppel und Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Inf. Hinnerk Hagenah danke ich für die Mitwirkung an meinem Promotionsverfahren als fachfremder Gutachter und Prüfungsvorsitzender.

Weiterhin gilt mein Dank allen Kolleginnen und Kollegen, die mich während meiner Tätigkeit am LFT unterstützt haben. Hervorheben möchte ich an dieser Stelle Herrn Horst Trägler, Herrn Stephan Dübel, Herrn Andreas Dreves, Herrn Markus Hager, Herrn Thorsten Rudolf, Frau Elfriede Tissera und Frau Janine Schmidt, die durch ihre Arbeiten maßgeblich zum Gelingen des Forschungsprojekts beigetragen haben. Zudem danke ich meinen ehemaligen Büro- und Arbeitskollegen Martin Müller, Daniel Gröbel, Robert Schulte, Julia Degner, Matthias Graser, Jürgen Herrmann, Manfred Vogel und Adam Schaub für die persönliche Unterstützung und die gemeinsame Zeit.

Ebenso gilt mein Dank den zahlreichen Studenten, welche durch ihre studentischen Arbeiten und ihre Tätigkeit als Hilfwissenschaftler einen wesentlichen Beitrag geleistet haben. Namentlich seien hier die Herren Manuel Jäckisch, Micha Gruber, Simon Krell, Jonas Kirchner, Florian Piott, Lukas Vetter, Manuel Treczka, Selcuk Demirel, Peter Simacek und Stefan Göllner genannt.

Mein abschließender Dank gilt meiner Familie: Bei meinen Eltern möchte ich mich für die uneingeschränkte und beständige Unterstützung während meiner gesamten Ausbildungszeit bedanken. Ohne diesen Rückhalt wäre Vieles sicherlich nicht möglich gewesen. Meiner Freundin Sonja danke ich sehr herzlich für ihre Geduld, ihr Verständnis und ihre emotionale Unterstützung während der vergangenen Jahre. Unserer Tochter Nora danke ich für den letzten Motivationsschub zur Fertigstellung dieser Arbeit und ihr Durchhaltevermögen während der Probeläufe für meinen Promotionsvortrag.

Traunstein, im Oktober 2019

Markus Michalski

Inhaltsverzeichnis

	Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis	ix
1	Einleitung	1
2	Stand der Technik und Forschung	5
2.1	Kaltmassivumformung	5
2.1.1	Fließverhalten metallischer Werkstoffe	6
2.1.2	Werkstoffversagen	8
2.2	Schwingungstechnische Grundlagen	10
2.3	Grundlagen der schwingungsüberlagerten Umformung	14
2.3.1	Prozesscharakteristik und industriennahe Untersuchungen	14
2.3.2	Einachsige Zug- und Stauchversuche	17
2.3.3	Erklärungsansätze	21
2.3.4	Messung hochfrequent oszillierender Kräfte	31
2.3.5	Formänderungsgrenzen unter Schwingungseinfluss	32
2.4	Numerische Abbildung schwingungsüberlagerter Umformprozesse	33
2.5	Zusammenfassende Bewertung	35
3	Zielsetzung und methodische Vorgehensweise	39
4	Werkstoffe, Versuchs-, Mess- und Simulationsmethoden	43
4.1	Versuchswerkstoffe	43
4.2	Versuchsmethoden	47
4.2.1	Einachsiger Stauchversuch	47
4.2.2	Einachsiger Stauchversuch bei erhöhter Temperatur	48
4.2.3	Zug- und Zug-Druck-Versuch	49
4.2.4	Ringstauchversuch	50
4.2.5	Anregung mechanischer Ultraschallschwingungen	51
4.3	Messmethoden	52
4.3.1	Laser-Doppler-Vibrometrie	52
4.3.2	Metallografie	54
4.3.3	Härtemesssystem	55
4.3.4	Optische Dehnungs- und Geometriemesssysteme	56
4.4	Simulationsmethoden	57

5	Konzeptionierung und Umsetzung eines Prüfstands für ultraschallüberlagerte Stauchversuche	61
5.1	Anforderungen an den Prüfstand.....	61
5.2	Probengeometrie.....	65
5.3	Auslegung und Aufbau des Prüfstands.....	68
5.4	Messverfahren und Auswertemethoden.....	73
5.4.1	Dynamische Kraftkalibrierung.....	76
5.4.2	Schwingungsverhalten von Ober- und Unterwerkzeug.....	79
5.4.3	Identifikation des Kontaktzustands.....	81
5.5	Qualifizierung	82
6	Analyse des Prozessverhaltens und Identifikation von Einflussgrößen beim ultraschallunterstützten Stauchen	87
6.1	Werkstoffcharakterisierung ohne Ultraschallüberlagerung.....	87
6.2	Versuchsprogramm und Auswertemethodik.....	92
6.3	Ultraschallüberlagertes Stauchen mit 20 kHz Schwingfrequenz.....	93
6.3.1	Edelstahl X17CrNi16-2	94
6.3.2	Baustahl S235JR.....	98
6.3.3	Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6	101
6.3.4	Aluminiumgusslegierung AC-43400.....	105
6.4	Ultraschallüberlagertes Stauchen mit 15 kHz Schwingfrequenz	108
6.4.1	Edelstahl X17CrNi16-2	108
6.4.2	Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6	110
6.5	Identifikation von Prozesseinflüssen und Zusammenhängen	112
7	Analyse der Ursachen der ultraschallbasierten Kraftreduzierung auf Basis bestehender Erklärungsansätze.	115
7.1	Versuchsprogramm und methodische Vorgehensweise.....	115
7.2	Numerische Abbildung des ultraschallunterstützten Stauchens	118
7.2.1	Modellaufbau und -eigenschaften	118
7.2.2	Modellvalidierung.....	121
7.3	Spannungsüberlagerung	123
7.4	Thermische Einflüsse.....	126
7.5	Werkstoffseitige Einflussfaktoren.....	130
7.6	Oberflächeneinflüsse.....	138
7.6.1	Kontaktzustand.....	138
7.6.2	Reibung.....	142
7.7	Zusammenfassende Bewertung.....	146

8	Beeinflussung der Formänderungsgrenzen durch Ultraschallüberlagerung.....	151
	8.1 Versuchsprogramm und methodische Vorgehensweise	151
	8.2 Analyse von Prozesskraft und Werkstoffversagen.....	153
	8.3 Zusammenfassende Bewertung	160
9	Bewertung der Untersuchungsergebnisse und Hinweise für die Praxis	163
10	Zusammenfassung und Ausblick.....	169
11	Summary and future work	173
	Literaturverzeichnis.....	177

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Beschreibung</i>
a	-	Entfestigungsfaktor
a _{osz}	m/s ²	Oszillatorische Beschleunigung
a _{osz,max}	m/s ²	Maximale oszillatorische Beschleunigung
b	-	Entfestigungsexponent
c	-	Entfestigungsgrenzwert
c _k	m	Physikalischer Abstand zwischen zwei Flächen
c _{ko}	m	Modellierter Spaltabstand zwischen zwei Flächen
c _s	m/s	Schallgeschwindigkeit im Medium
d _o	mm	Ausgangsprobendurchmesser
d _i	mm	Aktueller Probendurchmesser
f	kHz	Schwingfrequenz
g	m/s ²	Erdbeschleunigung
h _o	mm	Ausgangsprobenhöhe
h _i	mm	Aktuelle Probenhöhe
k _f	MPa	Fließspannung
k _{f,red}	MPa	Reduzierte Fließspannung
k _{fo}	MPa	Fließbeginn
k _{fo,Druck}	MPa	Druck-Fließbeginn nach Lastwechsel
l _o	mm	Axiale Risslänge am oberen Scherzonenende
l _u	mm	Axiale Risslänge am unteren Scherzonenende
m	-	Sensitivität
p	Pa	Schalldruck
p _k	Pa	Modellierter Kontaktdruck zwischen zwei Flächen
p _{ko}	Pa	Kontaktdruck bei idealem Kontakt
p _{max}	Pa	Maximaler Schalldruck
s	mm	Weg
s _B	mm	Bruchweg
Δs _B	%	Relative Bruchwegänderung
s _{osz}	µm	Oszillatorische Bewegung, Schwingbewegung

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

$S_{\text{osz, res}}$	μm	Resultierende Schwingbewegung
$S_{\text{osz, sb}}$	μm	Schwingbewegung der Stauchbahn
$S_{\text{osz, son}}$	μm	Schwingbewegung der Sonotrode
t	s	Zeit
v_{osz}	m/s	Oszillatorische Geschwindigkeit
v_{Presse}	mm/min	Pressenvorschub
v_{rel}	m/s	Relative Werkzeuggeschwindigkeit
A	μm	Nominelle Schwingungsamplitude
A_{g}	%	Gleichmaßdehnung
A_{res}	μm	Resultierende Schwingungsamplitude
A_{sb}	μm	Schwingungsamplitude der Stauchbahn
A_{son}	μm	Schwingungsamplitude der Sonotrode
A_{o}	mm^2	Ausgangsprobenquerschnitt
A_{1}	mm^2	Aktueller Probenquerschnitt
A_{5}	%	Bruchdehnung
E	MPa	Elastizitätsmodul
F	N	Prozesskraft
ΔF	%	Relative Prozesskraftreduzierung
F_{B}	N	Bruchkraft
F_{m}	N	Mittlere Prozesskraft
$F_{\text{osz, max}}$	N	Maximale oszillatorische Kraft
$F_{\text{osz, min}}$	N	Minimale oszillatorische Kraft
H	-	Übertragungsfunktion
H_{15}	-	Übertragungsfunktion 15-kHz-Werkzeugsystem
H_{20}	-	Übertragungsfunktion 20-kHz-Werkzeugsystem
M	-	Reduzierungsfaktor
P	W	Generatorleistung
R_{m}	MPa	Zugfestigkeit
R_{mittel}	mm	Mittlerer Probenradius
R_{Z}	μm	Gemittelte Rautiefe
T	$^{\circ}\text{C}$	Probentemperatur
T_{max}	$^{\circ}\text{C}$	Maximale Probentemperatur

T_p	s	Periodendauer
W_{US}	J	Ultraschallinduzierte Wärme
α	-	Bauschinger-Koeffizient
β	-	Taylor-Quinney-Koeffizient
γ	°	Tangentenwinkel einer Fließlinie
ε	-	Technische Dehnung
ε_R	-	Relaxationsdehnung
ε_v	%	Vordehnung
ε_w	-	Wahre Dehnung
$\Delta\theta$	°	Phasenlage
λ	mm	Wellenlänge
μ	-	Reibzahl
ξ	μm	Bewegungsausschlag
ξ_{max}	μm	Maximaler Bewegungsausschlag
ρ	g/cm^3	Dichte
σ	MPa	Technische Spannung
σ_w	MPa	Wahre Spannung
$\sigma_{w,\text{Zug,Max}}$	MPa	Maximale wahre Zugspannung vor Lastwechsel
σ_μ	MPa	Reibungsinduzierte Spannung
φ	-	Umformgrad
ω	1/s	Kreisfrequenz
ϕ	-	Normalisierte Ultraschallamplitude

Abkürzung	Beschreibung
BMU	Blechmassivumformung
CAE	Complete ABAQUS Environment
D	Dauerkontakt
DMS	Dehnungsmessstreifen
EBSD	Electron Backscatter Diffraction
EDX	Energy Dispersive X-ray Spectroscopy
FEM	Finite Elemente Methode
FFT	Fast Fourier Transformation
FKM	Fluorkautschuk
GP	Generalisierte Plastizitätstheorie
HSV	Konventioneller Hutscherversuch
IFFT	Inverse Fast Fourier Transformation
KMD	Kraftmessdose
MPV	Mehrpunktvirometer
OFV	Faseroptischer Vibrometermesskopf
PTFE	Polytetrafluorethylen
PVC	Polyvinylchlorid
REM	Rasterelektronenmikroskopie
SD	Standardabweichung
SPD	Severe Plastic Deformation
SV	Konventioneller Stauchversuch
US	Ultraschall
UHSV	Ultraschallunterstützter Hutscherversuch
USV	Ultraschallunterstützter Stauchversuch
WUS	Wärmeunterstütztes Stauchen
Z	Zyklisches Abheben

1 Einleitung

Mit einem Anteil von etwa 25 % der gesamten Treibhausgasemissionen in der EU sind der Personen- und der Güterverkehr seit Langem als wesentliche Verursacher für Schadstoffemissionen bekannt und unterliegen damit strengen gesetzlichen Regulierungen [1]. Diese basieren auf dem 1997 beschlossenen Klimaschutzabkommen von Kyoto [2], in dem sich zahlreiche Industriestaaten zur drastischen Reduzierung ihrer Treibhausgasemissionen verpflichteten. Deutschland vereinbarte in diesem Zusammenhang eine überdurchschnittlich starke Verringerung der Emissionen um 21 % bis 2012 [3]. Auf dem Weltklimagipfel 2012 wurde das Kyoto-Protokoll zunächst bis zum Jahr 2020 verlängert und eine weitere Absenkung der Emissionsgrenzwerte festgelegt [4]. Als Schritt zur Zielerreichung forderte die Europäische Union die Automobilhersteller im kürzlich veröffentlichten Mobilitätspaket dazu auf, die CO₂-Emissionen von Neuwagen bis zum Jahr 2030 um 30 % zu senken. Sollten die Grenzwerte nicht eingehalten werden, drohen hohe Strafzahlungen [5]. Der Verband der Automobilindustrie wertet dies in einer Stellungnahme als extreme Herausforderung für die Automobilhersteller [6]. Um dieser zu begegnen, setzen die Hersteller mitunter auf die stetige Verbesserung von Verbrennungsmotoren und den Umstieg auf alternative Antriebskonzepte [7]. Die Elektromobilität, die in Anbetracht der stattfindenden Debatte um Dieselmotoren weiter an Bedeutung gewonnen hat, bietet zwar das Potenzial des emissionsfreien Fahrens, ist aber aufgrund der beschränkten Reichweite mittelfristig kein zufriedenstellender Ersatz für Verbrennungsmotoren. Zudem fallen die CO₂-Emissionen hier bei ganzheitlicher Betrachtung lediglich an anderer Stelle an, beispielsweise bei der Batterieherstellung und der Stromerzeugung für den elektrischen Betrieb [8].

Eine Maßnahme, die unabhängig vom gewählten Antriebskonzept den Energiebedarf senkt und somit eine direkte bzw. indirekte Reduzierung der Schadstoffemissionen bewirkt, ist die Einsparung von Fahrzeugmasse. Dies kann sowohl durch Verwendung leichterer Werkstoffe, wie Aluminium, als auch durch beanspruchungsgerechte Bauteilauslegung erreicht werden. Man spricht dabei von stofflichem und konstruktivem Leichtbau [9]. Mit dem Leichtbaupotenzial bei Hybridfahrzeugen und Lastkraftwagen befasst sich die „Initiative Massiver Leichtbau“, ein Konsortium aus etwa 40 weltweit ansässigen Unternehmen und Forschungsinstituten. Ziel der Initiative ist die Realisierung von Gewichtseinsparungen an Massivumformbauteilen aus dem Antriebsstrang, dem Fahrwerk und dem

Getriebe durch innovative werkstofftechnische und konstruktive Lösungen. Das Gewicht eines Mittelklasse-PKW konnte dadurch in der ersten Projektphase um etwa 10 % reduziert werden [10]. Bei Ausweitung der Leichtbaumaßnahmen auf das Gesamtfahrzeug wird das Einsparpotenzial je nach Fahrzeugklasse auf bis zu 30 % geschätzt [11].

Infolge des stetig zunehmenden Kostendrucks in der Automobilindustrie ist allerdings eine holistische Betrachtung des Leichtbaugedankens erforderlich, welche werkstoffliche, fertigungstechnische, funktionelle und konzeptuelle Aspekte verbindet [12]. Aus fertigungstechnischer Perspektive führt vor allem der zunehmende Einsatz hochfester Werkstoffe, beispielsweise Stähle mit Zugfestigkeiten über 1000 MPa, zu deutlich erhöhten Anforderungen an bestehende Werkzeug- und Fertigungskonzepte [13]. In der Kaltmassivumformung liegen die prozesstechnischen Herausforderungen dabei überwiegend in den stark erhöhten Umformkräften und der verringerten Umformbarkeit der Werkstoffe [14]. Durch den Trend zu Multimaterialkonzepten [15] und innovative Entwicklungen im Bereich der Fertigungstechnologien [16] wird dem entgegengewirkt. Bei der Verbindung artfremder Werkstoffe zu metallischen Mischbaukonstruktionen kommt es allerdings zu verschiedenen fugechnischen Herausforderungen, wie einer unterschiedlichen Schweißignung [17]. Umformbasierte Fügeverfahren, wie das Verstemmen [18] und das Schneidclinchen [19], sind zwar unabhängig von den Schweißigenschaften einsetzbar, resultieren bei hochfesten Werkstoffen jedoch ebenfalls in hohen Prozesskräften. Insbesondere bei schlanken Leichtbaukomponenten können diese zu kritischer Belastung und unerwünschter Deformation führen. Letztendlich besteht daher sowohl bei Kaltumformprozessen als auch beim mechanischen Fügen ein Bedarf an innovativen fertigungstechnischen Lösungen, die eine Reduzierung der erforderlichen Umformkraft und eine Erweiterung der Formgebungsgrenzen ermöglichen. Das Prinzip der Warmumformung hat sich hierfür bereits als geeignet erwiesen, ist aber aufgrund der aufwendigen Prozessführung sowie Einbußen bei der erreichbaren Maßgenauigkeit und Oberflächenqualität häufig unzweckmäßig [20].

Ein Ansatz mit geringerem prozesstechnischem Aufwand ist die Überlagerung der linearen Bewegung eines Umformwerkzeugs mit mechanischen Schwingungen im Ultraschallbereich [21]. In zurückliegenden Forschungsarbeiten konnte hierbei mehrfach eine erhebliche Reduzierung der benötigten Umformkraft nachgewiesen werden [22]. Zudem wird davon ausgegangen, dass die Schwingungsüberlagerung eine Erweiterung

der Formgebungsgrenzen ermöglicht [23]. Das Phänomen der schwingungsbedingten Kraftreduzierung wird bereits seit Mitte der 1950er Jahren wissenschaftlich untersucht. Trotz verschiedener mechanischer, tribologischer und werkstoffbezogener Erklärungsansätze sind die beteiligten Ursachen und deren Zusammenwirken bislang aber nicht eindeutig geklärt [24]. Auch die Beeinflussung der Formgebungsgrenzen durch Ultraschallschwingungen ist noch unklar.

Intention der vorliegenden Arbeit ist die grundlegende Untersuchung des Prozess- und Werkstoffverhaltens beim Umformen metallischer Werkstoffe mit überlagerten Ultraschallschwingungen. Übergeordnetes Ziel ist die Erarbeitung eines ganzheitlichen Prozessverständnisses. Um dies zu ermöglichen, wird zunächst ein geeigneter Prüfstand für Grundlagenexperimente in ultraschallunterstützten Stauchversuchen entwickelt und qualifiziert. Ein wesentlicher Bestandteil hierbei ist die zuverlässige Integration der erforderlichen Messtechnik für Kraft- und Schwingungsmessungen im hochfrequenten Bereich. In experimentellen Versuchsreihen mit variierenden Prozessparametern erfolgen dann eine detaillierte Prozessanalyse und die Identifikation relevanter Einflussgrößen. Bestehende Ansätze zur Erklärung der schwingungsbedingten Kraftreduzierung werden anschließend mittels experimenteller und numerischer Methoden hinsichtlich ihres Einflusses überprüft. Weiterhin wird systematisch untersucht, inwieweit die mechanische Schwingungsüberlagerung zur Erweiterung der Prozessgrenzen beitragen kann. Anhand der identifizierten Zusammenhänge werden abschließend die Potenziale der Technologie im Hinblick auf den industriellen Einsatz bewertet.

2 Stand der Technik und Forschung

Das nachfolgende Kapitel fasst die relevanten wissenschaftlichen Hintergründe zusammen, an die die vorliegende Arbeit anknüpft. Dabei wird zunächst auf aktuelle Herausforderungen in der Kaltmassivumformung sowie grundlegende Theorien zum Fließ- und Versagensverhalten metallischer Werkstoffe eingegangen. Nach Darstellung schwingungstechnischer Grundlagen folgt eine Beschreibung des gegenwärtigen Forschungsstands im Bereich der schwingungsüberlagerten Umformung. Neben der prinzipiellen Prozesscharakteristik werden hierbei die relevanten Einflussgrößen, die auftretenden Effekte und die bisher bekannten Erklärungsansätze erläutert.

2.1 Kaltmassivumformung

Das Fertigungsverfahren der Umformtechnik ist gemäß DIN 8580 [25] als Änderung der Form eines festen Körpers unter Beibehaltung der Masse und des Stoffzusammenhalts definiert. Wird die Geometrie der Formänderung dabei beherrscht, beispielsweise beim Gesenkschmieden, so spricht man vom Umformen, andernfalls, wie beim manuellen Schmieden mit Hammer und Amboss, vom Verformen [26]. Je nachdem, ob das Umformen ohne oder mit vorherigem Anwärmen des Werkstücks erfolgt, unterscheidet man nach DIN 8582 [27] in Kalt- und Warmumformung. Im Vergleich zur Umformung bei Raumtemperatur sind durch vorheriges Anwärmen bis zu zehnmals geringere Prozesskräfte erforderlich. Streng genommen gilt der Begriff der Warmumformung jedoch nur, wenn die Rekristallisationstemperatur eines Werkstoffs überschritten wird. Bei geringerer Erwärmung spricht man von Halbwarmumformung [26]. Weiterhin werden Umformprozesse in Blech- und Massivumformverfahren gruppiert, wobei lediglich die eingesetzte Rohteilgeometrie entscheidend ist. Bei der Blechumformung kommen flächenhafte Halbzeuge in Form von Blechen zum Einsatz, während in der Massivumformung räumlich beschreibbare Rohteile, wie Stäbe oder Blöcke genutzt werden [28]. Auf den Bereich der Massivumformung wird nachfolgend detailliert eingegangen.

Massivumformprozesse zählen zu den ältesten bekannten Fertigungsverfahren und wurden bereits in der Antike zur schmiedetechnischen Herstellung von Schneidwerkzeugen, Aufbewahrungsgefäßen und Schmuck eingesetzt [29]. Heutzutage ist die Massivumformung ein unverzichtbarer

Bestandteil der industriellen Massenfertigung, wobei ein wichtiger Schwerpunkt im Bereich der Automobilindustrie zu finden ist [30]. Wesentliche Vorzüge der Massivumformung sind vor allem die ressourceneffiziente Werkstoffausnutzung, die hohe Produktivität, die geometrische Gestaltungsfreiheit sowie die Potenziale hinsichtlich hoher Bauteilbelastbarkeit und -genauigkeit [31]. Voraussetzung dabei sind der Einsatz von Werkstoffen mit geeigneten Umformeigenschaften und die Bereitstellung der erforderlichen, vergleichsweise hohen Prozesskräfte [26]. Die stetige Verschärfung gesetzlicher Rahmenbedingungen seitens der Politik, beispielsweise bei der Regulierung von CO₂-Emissionen, ist einer der Haupttreiber des aktuellen Trends zum stofflichen und konstruktiven Leichtbau [9]. Durch den damit verbundenen zunehmenden Einsatz alternativer Bauteilwerkstoffe mit hoher Festigkeit, aber ungünstigen Umformeigenschaften stoßen konventionelle Prozessführungsstrategien mittlerweile häufig an ihre Grenzen. Um dem entgegenzuwirken, haben sich in den vergangenen Jahren im Bereich der Kaltmassivumformung zahlreiche technologische Entwicklungstrends gebildet. Unter anderem werden dabei werkstoff- und prozessspezifische Phänomene genutzt, um eine Erweiterung der Formgebungsgrenzen zu bewirken [30]. Der naheliegende Einsatz von Warmumformprozessen zur Reduzierung der erforderlichen Prozesskraft und Verbesserung der Umformbarkeit von Werkstoffen ist aufgrund von Einbußen bezüglich der Oberflächenbeschaffenheit und der geometrischen Genauigkeit häufig nicht zweckmäßig [31]. Ein alternativer Ansatz, der gegenwärtig erforscht wird, ist die Überlagerung der linearen Werkzeugbewegung mit hochfrequenten Ultraschallschwingungen. Dieser Ansatz wird detailliert in Abschnitt 2.3 erläutert.

2.1.1 Fließverhalten metallischer Werkstoffe

Die Eigenschaft, bleibende Formänderungen zuzulassen, ist ausschlaggebend für den fortdauernd hohen Stellenwert metallischer Werkstoffe in der Fertigungstechnik [28]. Grundsätzlich wird bei der Deformation von Metallen nach reversibler elastischer Deformation und irreversibler plastischer Deformation unterschieden [26]. Um das genaue Verhalten von Werkstoffen zu bestimmen, werden im druckspannungsdominierten Bereich der Massivumformung meist einachsige Stauchversuche nach DIN 50106 [32] durchgeführt. Wie in Bild 1a veranschaulicht, wird dabei eine zylindrische Probe zwischen zwei parallelen Platten, die als Stauchbahnen bezeichnet werden, komprimiert, indem eine der Stauchbahnen mit konstanter Geschwindigkeit gegen die andere verfahren wird. Aufgrund der überwiegend geltenden Inkompressibilität metallischer

Werkstoffe geht man bei Umformvorgängen meist von Volumenkonstanz aus. Die axiale Höhenverringerung resultiert somit in einer radialen Breitung der Probe. Unter idealen, reibungsfreien Bedingungen liegt dabei ein rein einachsiger homogener Druckspannungszustand vor und die zylindrische Probenform bleibt erhalten. Bedingt durch die Grenzflächenreibung zwischen den Werkzeugen und der Probe kommt es in der Realität allerdings für gewöhnlich zu einer geringen Abweichung vom einachsigen Spannungszustand, wodurch sich eine tonnenförmige Probenform ausbildet. Trotz verschiedener Ansätze, dem entgegenzuwirken, beispielsweise der Verwendung eines Schmiermediums, kann dies meist nicht vollständig verhindert werden [33].

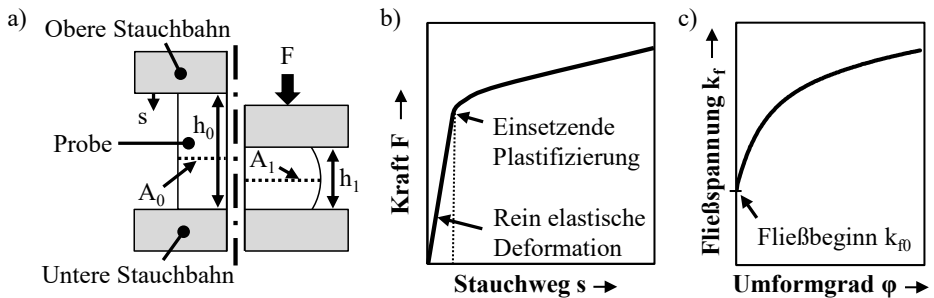


Bild 1: Zylinderstauchversuch: a) Prinzip, b) Kraft-Weg-Verlauf, c) Fließkurve nach [26]

Die Messung von Stauchkraft F und Stauchweg s während des Versuchs ermöglicht die anschließende Ableitung einer Fließkurve, die das Fließverhalten eines Werkstoffs bei zunehmendem Umformgrad ϕ anschaulich beschreibt. Dabei wird die Fließspannung k_f über den Quotienten aus Stauchkraft und aktuell vorliegendem Probenquerschnitt A_i berechnet. Der Umformgrad ϕ wird über die Probenausgangshöhe h_0 und die aktuell vorliegende Probenhöhe h_i ermittelt. Ein charakteristischer Kraft-Weg-Verlauf und eine typische, aus Stauchversuchen ermittelte Fließkurve sind schematisch in Bild 1b bzw. Bild 1c dargestellt. Die lineare Zunahme der Stauchkraft zu Prozessbeginn kennzeichnet den Bereich der rein elastischen Deformation, in dem die auftretende technische Probendehnung ϵ gemäß des Hooke'schen Gesetzes lediglich vom werkstoffspezifischen Elastizitätsmodul E und der eingebrachten technischen Spannung σ abhängt. Dabei tritt keine bleibende Formänderung auf, weshalb die Probe nach vollständiger Entlastung wieder ihre ursprüngliche Form annimmt. Der Elastizitätsmodul bestimmt hierbei die Steigung des linearen Kraftanstiegs. Am Ende des rein elastischen Bereichs, der auch als Fließgrenze k_{f0} bezeichnet wird, setzt das plastische Fließen des Werkstoffs ein. Die Stauchkraft steigt im plastischen Bereich, überwiegend

bedingt durch die stetig zunehmende Probenquerschnittsfläche, weiterhin stark an. Zusätzlich kommt es bei plastischer Deformation zur Kaltverfestigung des Werkstoffs, die in einem Anstieg der Fließspannung resultiert. Gemäß der Plastizitätstheorie beschreibt die Fließkurve die Spannung, die bei aktuell vorliegendem Umformgrad erforderlich ist, um das Fließen des Werkstoffs einzuleiten bzw. aufrechtzuerhalten [28]. Demnach sind aus Stauchversuchen berechnete Fließkurven für den Fall der homogenen einachsigen Druckbeanspruchung gültig. Analog kann das Fließverhalten von Werkstoffen auch im Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1 [34] für einachsige Zugbeanspruchung analysiert werden.

Fließkurven weisen je nach Werkstoff eine mehr oder weniger stark ausgeprägte Abhängigkeit von der Temperatur und der Umformgeschwindigkeit auf. Im Allgemeinen führt ein Temperaturanstieg dabei zur Absenkung der erforderlichen Fließspannung und zur Erweiterung des fehlerfrei erreichbaren Umformgrads, welcher das Formänderungsvermögen eines Werkstoffs beschreibt. Die Zunahme der Umformgeschwindigkeit resultiert üblicherweise ebenfalls in einem verringerten Formänderungsvermögen. Bei Warmformung mit Geschwindigkeiten oberhalb der Rekristallisationsgeschwindigkeit eines Werkstoffs steigt die Fließspannung dabei deutlich an. Bei Kaltumformung liegt erfahrungsgemäß meist eine weniger starke Abhängigkeit der Fließspannung von der Umformgeschwindigkeit vor [26].

2.1.2 Werkstoffversagen

Das Formänderungsvermögen eines Werkstoffs hängt neben der Werkstoffart auch von zahlreichen weiteren Faktoren, wie der Umformhistorie, dem vorliegenden Spannungszustand sowie der Umformtemperatur und -geschwindigkeit ab [28]. Werkstoffversagen, in Form von Rissbildung und Bruch, tritt dann ein, wenn das Formänderungsvermögen eines Werkstoffs überschritten wird [28]. Vorgänge, die zur Rissentstehung und zum Risswachstum bis hin zum Bruch führen, werden detailliert in der Bruchmechanik untersucht [35]. Typischerweise wird das Werkstoffversagen abhängig vom Fließverhalten bis zum Erreichen des Bruchs nach Spröd- und Duktilbruch unterschieden [26]. Bei sprödbrechenden Werkstoffen tritt lediglich eine geringe plastische Formänderung bis zum Versagenseintritt auf. Im Gegensatz dazu geht Duktilbrüchen eine vergleichsweise große plastische Formänderung voraus. In der Praxis treten sprödes und duktiles Werkstoffversagen häufig auch in Kombination auf.

Eine eindeutige definierte Abgrenzung zwischen beiden Bruchformen existiert nicht [36].

In der Massivumformung werden die Umformgrenzen eines Werkstoffs sowie deren Abhängigkeit von thermischen und dynamischen Einflüssen – analog zur Fließkurvenermittlung – häufig mittels Zylinderstauchversuchen oder Stauchversuchen an längsgekerbten Proben untersucht [28]. Das typische Versagensbild beim Zylinderstauchversuch ist ein Scherbruch, der 45° zur Probenachse orientiert ist. Dieser wird durch hohe Schubspannungen bei fortschreitender Stauchung, durch Ausbildung von Scherbändern und durch Abgleiten des Werkstoffs entlang der Hauptbeanspruchungsebene hervorgerufen [37].

Eine weitere Methode zur Prüfung des Versagensverhaltens sind Scherversuche an Proben mit rotationssymmetrischer [38] und teilweise auch spiegelsymmetrischer [39] Hutgeometrie. Hierbei ist es möglich, durch reine Druckbelastung einen schubspannungsdominierten Spannungszustand in der Umformzone zu erzeugen, der zum zuverlässigen und reproduzierbaren Versagen durch Scherbruch führt. Dieser Versuchstyp hat sich insbesondere zur Untersuchung des Werkstoffversagens bei hohen Umformgeschwindigkeiten durchgesetzt, was beispielsweise in der Automobilindustrie zur Bewertung des Versagensverhaltens im Crashfall relevant ist [40]. Der komplexe Spannungszustand hängt dabei stark von den geometrischen Randbedingungen, wie der Scherzonenbreite und -höhe sowie den Kantenradien, ab [41]. Da sich die Umformzone bei Scherversuchen typischerweise auf einen stark begrenzten Bereich lokalisiert, spielt die Probenerwärmung durch plastische Deformation – etwa 90 % der verrichteten Verformungsarbeit – hierbei eine wesentliche Rolle [42]. Während bei langsamer Umformung kontinuierlich Wärme aus dem Scherbereich abgeleitet werden kann, kommt es bei hohen Dehnraten $d\phi/dt$ über $25\ 1/s$ zur Wärmearaufstauung in der Umformzone und zum Phänomen des adiabatischen Scherens [43]. Insbesondere im Bereich des Hochgeschwindigkeitsschneidens wird dieser Effekt bereits intensiv erforscht [44]. Aufgrund sehr hoher lokaler Dehnung in Verbindung mit stark lokalisierter Erwärmung bilden sich beim adiabatischen Scheren schmale Scherbänder, die im Vergleich zu quasistatischer Belastung eine Entfestigung und ein frühzeitiges Werkstoffversagen bewirken [45]. Im Gegensatz zu Gleitbändern, die sich oft nur auf einzelne Körner beschränken, umfassen adiabatische Scherbänder meist hundert und mehr Körner [45]. Die lokalisierte Scherumformung kann grundsätzlich auch bei quasistatischer Umformung auftreten und wurde bereits in verschiedensten metallischen Werkstoffen nachgewiesen, darunter eine

Vielzahl unterschiedlicher Stahl- und Aluminiumlegierungen [46]. In zurückliegenden Studien stellte sich dabei heraus, dass adiabatische Scherbänder verstärkt in Werkstoffen mit ausgeprägter Kaltverfestigung auftreten [42].

2.2 Schwingungstechnische Grundlagen

Harmonische Schwingungen

In der Mechanik werden Bewegungen, die sich in gleicher Weise wiederholen, wobei eine Zustandsgröße – z.B. eine Weg- oder Winkelauslenkung – wechselweise zu- bzw. abnimmt, zumeist als Schwingung bezeichnet. Vor allem periodische Schwingungen mit konstantem Zeitintervall, das als Periodendauer bezeichnet wird, sind für technische Anwendungen von hoher Relevanz. Die geläufigsten periodischen Funktionen sind die Sinus- und Kosinusfunktionen. Diese werden verwendet, um Bewegungen mit linearer Zeitabhängigkeit, sogenannte harmonische Schwingungen, zu beschreiben. Die harmonische Schwingbewegung s_{osz} eines Punktes ist vereinfacht durch die zeit- und ortsabhängige Funktion

$$s_{osz}(t) = A \sin(\omega t) \quad \text{Gl. 1}$$

definiert, wobei A die Schwingungsamplitude, t die Zeit und ω die Kreisfrequenz bezeichnet. Die Kreisfrequenz ist über $\omega = 2\pi f$ mit der Frequenz f , der Anzahl der Schwingungen pro Zeiteinheit verknüpft. Üblicherweise wird die Frequenz in der Einheit Hz angegeben, wobei 1 Hz einer Schwingung pro Sekunde entspricht. Der Kehrwert der Frequenz ergibt die Periodendauer T_p einer Schwingung:

$$T_p = \frac{1}{f} \quad \text{Gl. 2}$$

Durch Differenziation von s_{osz} nach der Zeit erhält man den Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf:

$$v_{osz}(t) = \frac{ds_{osz}}{dt} = A \omega \cos(\omega t) \quad \text{Gl. 3}$$

Erneute Differenziation ergibt den zugehörigen Beschleunigungs-Zeit-Verlauf:

$$a_{\text{osz}}(t) = \frac{dv_{\text{osz}}}{dt} = -A \omega^2 \sin(\omega t) \quad \text{Gl. 4}$$

Jede Schwingung, deren Zeitfunktion $f(t)$ die Periodizitätsbedingung

$$f(t) = f(t + T_p) \quad \text{Gl. 5}$$

erfüllt, kann mittels Fourier-Reihe auch als Summe harmonischer Teilschwingungen dargestellt werden. Die mithilfe einer Fourier-Analyse ermittelten harmonischen Anteile stellen das diskrete Spektrum einer periodischen Schwingung dar. Trägt man diese über der Frequenz auf, spricht man von der Darstellung im Frequenzbereich, die eine anschauliche Analyse der beinhalteten Frequenzen ermöglicht [47]. Auch nichtperiodische Schwingungen mit dominanten periodischen Anteilen, wie sie häufig in Messsignalen zu finden sind, können vom Zeitbereich in den Frequenzbereich überführt werden. Dies geschieht in der Praxis häufig mittels der sogenannten schnellen Fourier-Transformation (engl.: Fast Fourier Transformation – FFT) [48]. Der dabei eingesetzte Algorithmus ist ausführlich in [49] beschrieben, zur Ergebnisinterpretation allerdings nicht zwingend erforderlich.

Mechanische Ultraschallschwingungen in Festkörpern

Mechanische Wellen kommen in elastischen Medien dadurch zustande, dass Teilchen durch Druck eine Lagestörung erfahren und diese an angrenzende Teilchen weitergeben. Aufgrund der elastischen Verkettung der Bewegungen bildet sich eine Welle aus. Bei periodischer Wiederholung der Störung wird der Wellenvorgang im Medium aufrechterhalten. Eine harmonische Welle liegt dann vor, wenn der Erreger der Störung ebenfalls harmonisch schwingt. In unendlich ausgedehnten Festkörpern treten überwiegend Longitudinal- und Transversalwellen auf. Bei Longitudinalwellen ist die Schwingungsrichtung der Teilchen identisch mit der Ausbreitungsrichtung des Schalls, wodurch das Medium entlang seiner Längsachse wechselnde Zug- und Druckbeanspruchungen erfährt. Bei Transversalwellen ist die Teilchenbewegung senkrecht zur Schallausbreitungsrichtung gerichtet [50].

Die wesentlichen Größen einer Welle sind deren Frequenz f und Wellenlänge λ sowie die Schallgeschwindigkeit c_s im Medium. Diese stehen in folgendem Zusammenhang [51]:

$$c_s = f \lambda \quad \text{Gl. 6}$$

Abhängig von der Frequenz können mechanische Wellen eingeteilt werden in: Infra-, Hör-, Ultra- und Hyperschall. Infraschall beschreibt den Frequenzbereich unterhalb von 16 Hz und Ultraschall den Bereich zwischen 20 kHz und 1 GHz. Darüber spricht man von Hyperschall. Der Bereich zwischen Infra- und Ultraschall beinhaltet die für Menschen üblicherweise hörbaren Frequenzen [50]. Anzumerken ist, dass die Grenzen des Ultraschallbereichs nicht einheitlich definiert sind. Teilweise werden diesem bereits Frequenzen ab 15 kHz zugeordnet [52]. Ultraschall bietet aufgrund kurzer Wellenlängen und hoher erreichbarer Leistungsdichte häufig Vorteile in technischen Anwendungen. Bei Hyperschall ist das Anwendungspotenzial wegen der sehr geringen Wellenlängen und der dadurch auftretenden unerwünschten Wechselwirkung mit anderen Teilchen, wie Elektronen und Photonen, deutlich geringer [50].

Die wichtigste Kenngröße im Schallfeld ist der Schalldruck p , der von der aktuell vorliegenden Teilchendichte abhängt und sinusförmig zwischen Über- und Unterdruck wechselt. Der maximale Schalldruck p_{\max} tritt bei maximaler Abweichung vom Normaldruck ohne Schallwelle auf und steht in direkter Beziehung mit dem maximalen Bewegungsausschlag ξ_{\max} der Teilchen aus ihrer Ruhelage. Dieser ist gleichbedeutend mit der Schwingungsamplitude A . Schalldruck und Teilchenausschlag sind über

$$p = \rho c_s \omega \xi \quad \text{Gl. 7}$$

miteinander verknüpft, wobei ρ die Dichte des Mediums ist [51]. Ultraschallschwingungen werden meist unter der vereinfachten Annahme ebener sinusförmiger Wellen mit unendlich kleiner Amplitude beschrieben [53]. Unter Einbeziehung von Gl. 3 kann folgender Zusammenhang abgeleitet werden:

$$v_{\text{osz, max}} = A \omega = \xi_{\max} \omega \quad \text{Gl. 8}$$

Die maximale Schwingungsgeschwindigkeit der Teilchen hängt somit linear mit dem maximalen Bewegungsausschlag und der Frequenz zusammen [53]. Für die maximale Beschleunigung $a_{\text{osz, max}}$ liegt gemäß

Gl. 4 eine quadratische Abhängigkeit von der Frequenz vor. Die Teilchenbeschleunigung ist daher im Ultraschallfeld meist um ein Tausendfaches höher als die Erdbeschleunigung g [53].

In der Realität unterliegt die Ausbreitung mechanischer Wellen Störgrößen, wie der Brechung, der Beugung, der Interferenz sowie der Streuung und Reflexion an Grenzflächen, welche die Geradlinigkeit der Bewegung beeinflussen [50]. Ein interessanter Sonderfall ist die Überlagerung zweier gleichartiger Wellen mit identischer Frequenz und Amplitude, die zur Erzeugung einer stehenden Welle führt [51]. Entgegen dem gewöhnlichen Verständnis der Wellenbewegung entstehen dabei Abschnitte, in denen sich Teilchen aufgrund von Wellenauslöschung permanent in Ruhelage befinden [51]. Der Abstand zwischen diesen, als Schwingungsknoten bezeichneten, Bereichen beträgt $\lambda/2$ [50]. Genau zwischen zwei Schwingungsknoten bilden sich Zonen mit maximaler Schwingungsamplitude (Schwingungsbäuche).

In der Ultraschallsystemtechnik bedient man sich des Prinzips der stehenden Welle bei der Entwicklung von Schwingsystemen für technische Anwendungen. Ein solches System besteht stets aus den Komponenten: Hochfrequenzgenerator, Konverter, Booster und Sonotrode. Im Generator wird die Netzspannung in eine hochfrequente Wechselspannung mit Ultraschallfrequenz umgewandelt und an den Konverter weitergeleitet. Im Konverter, der typischerweise auf Basis des inversen piezoelektrischen Effekts arbeitet, wird die Spannung anschließend in eine mechanische Schwingung mit identischer Frequenz und definierter Amplitude transferiert. Diese wird dann über den Booster, der mittels Querschnittsänderung die Unter- oder Übersetzung der Schwingungsamplitude ermöglicht, an die Sonotrode weitergeleitet [54]. Schwingsysteme werden im Normalfall so abgestimmt, dass sich im Inneren eine stehende Welle ausbildet. An deren Knotenpunkten kann dann die schwingungsfreie Aufhängung des Systems erfolgen. Um maximale Schwingungsamplituden bei geringem Energieeinsatz zu erreichen, zielt die Systemauslegung weiterhin auf den Betrieb im Resonanzzustand ab [51].

Bei der zweckmäßigen Integration von Schwingsystemen in Werkzeuge und Anlagen ist neben den konstruktiven Rahmenbedingungen besonders das Schwingungsverhalten des Gesamtsystems und seiner Teilkomponenten relevant [55]. Solche komplexen Zusammenhänge sind analytisch nur schwer exakt zu berechnen und werden in der Praxis daher häufig mithilfe von Finite-Elemente-Simulationen untersucht [56]. Mittels numerischer Modalanalysen können beispielsweise die Eigenfrequenzen

und -moden einer Anordnung bzw. deren Einzelkomponenten bestimmt werden, wodurch die gezielte Einstellung oder Vermeidung bestimmter Schwingungsmoden möglich ist [57].

2.3 Grundlagen der schwingungsüberlagerten Umformung

In den 1950er Jahren entdeckten Langenecker und Blaha [58] bei der Umformung von Zink-Einkristallen unter Ultraschalleinwirkung erstmals das Phänomen der schwingungsbedingten Fließspannungsreduzierung, das auch als Blaha-Effekt bekannt ist. Da die damit einhergehende Verringerung der erforderlichen Prozesskraft Potenziale hinsichtlich der Werkzeug- und Bauteilentlastung sowie des Einsatzes alternativer Werkstoffe bietet, wurden in den vergangenen Jahrzehnten zahlreiche etablierte Umformverfahren in Verbindung mit mechanischer Schwingungsüberlagerung erforscht. In der industriellen Serienfertigung wird die Schwingungsüberlagerung bisher dennoch nur eingeschränkt angewendet [59]. Verantwortlich dafür ist neben den anfallenden Kosten für die Beschaffung der Schwingensysteme und die Anlagenintegration vor allem das begrenzte Prozessverständnis.

Nachfolgend wird ein Überblick über die wesentlichen Forschungsarbeiten zum Einsatz der Schwingungsüberlagerung in der Umformtechnik gegeben. Dabei erfolgt zunächst die Beschreibung der grundlegenden Prozesscharakteristik und der in industrienahen Studien beobachteten Effekte. Aufbauend darauf werden bisher gewonnene Erkenntnisse aus Grundlagenuntersuchungen dargelegt. Existierende Erklärungsansätze zur Beschreibung der registrierten Effekte werden anschließend detailliert erläutert, wobei auch Widersprüche aufgezeigt werden. Den Abschluss bildet die überblickartige Darstellung des derzeitigen Forschungsstands hinsichtlich des Einflusses mechanischer Schwingungen auf das Werkstoffversagen und der numerischen Modellierung der Technologie.

2.3.1 Prozesscharakteristik und industrienaher Untersuchungen

Prozesscharakteristik

Es existieren verschiedene Möglichkeiten, mechanische Schwingungen in Umformwerkzeuge einzubringen. Abhängig vom Prozess kann die Schwingung entweder über den Umformstempel [60] oder die -matrize

[57] in das Werkstück eingeleitet werden. Weiterhin ist die Schwingungsorientierung relativ zur quasistatischen Umformbewegung relevant. Diese ist zumeist entlang (longitudinal) [61] oder quer (transversal) zur Umformachse gerichtet. Bei Letzterer wird zudem nach einachsiger [62] und radialer [63] Querbewegung unterschieden. Radial schwingende Werkzeuge sind häufig in Form von pulsierenden rotationssymmetrischen Matrizen zum Draht- oder Rohrziehen im Einsatz [64]. In seltenen Fällen werden mittlerweile auch torsional schwingende Systeme in Umformwerkzeuge integriert [65]. Die Befestigung der Schwingensysteme in Werkzeugaufbauten erfolgt unabhängig von der Schwingungsorientierung stets über den schwingungsfreien Boosterbereich.

Aufgrund der verhältnismäßig einfachen und flexiblen Möglichkeit zur Integration in Werkzeugsysteme wird häufig eine longitudinale Schwingung parallel zur Umformrichtung eingesetzt. Die lineare Pressen- bzw. Werkzeuggeschwindigkeit v_{Presse} ist dabei mit der oszillatorischen Geschwindigkeit v_{osz} überlagert, wodurch sich die relative Werkzeuggeschwindigkeit

$$v_{\text{rel}} = v_{\text{Presse}} + v_{\text{osz}} \quad \text{Gl. 9}$$

einstellt [66]. Dieser Zusammenhang gilt unabhängig davon, ob die Schwingung über eine bewegte Werkzeugkomponente – z. B. ein an der Maschinentraverse befestigtes Oberwerkzeug – oder über eine ortsfeste Werkzeugkomponente – z. B. ein auf dem Maschinenbett befestigtes Gesenk – eingeleitet wird. In beiden Fällen resultiert eine periodische Vorwärts- und Rückwärtsbewegung zweier gegenüberliegender Werkzeugkomponenten relativ zueinander. Die Gleichungen in Abschnitt 2.2 können genutzt werden, um die Bewegung eines Beobachtungspunktes auf dem Schwinger in guter Näherung zu beschreiben.

Bei Umformprozessen, die mit hydraulischen Pressen durchgeführt werden, liegen typischerweise Werkzeuggeschwindigkeiten bis zu 0,25 m/s vor [26]. Hingegen beträgt die maximale oszillatorische Geschwindigkeit $v_{\text{osz,max}}$ einer exemplarischen sinusförmigen Schwingbewegung mit 20 kHz Frequenz und 20 μm Schwingungsamplitude gemäß Gl. 8 etwa 2,5 m/s. Es ergibt sich somit ein erheblicher Unterschied zwischen dem vergleichsweise langsamen Pressenvorschub und der extrem hohen Maximalgeschwindigkeit der Werkzeugoszillation. Ist die maximale Schwinggeschwindigkeit größer als der Pressenvorschub, muss während der Rückwärtsbewegung gemäß theoretischen Überlegungen zwangsläufig ein zyklischer Kontaktverlust zwischen Werkzeug und Werkstück auftreten.

In der Literatur wird dies häufig als hochfrequentes Hämmern bezeichnet [67]. Da dieser Zustand in der Praxis von weiteren Einflussgrößen, wie der elastischen Rückfederung der Kontaktpartner sowie Trägheitseffekten, überlagert ist, sind die Grenzen zum Kontaktverlust nur näherungsweise berechenbar und müssen daher mittels geeigneter Messtechnik experimentell ermittelt werden.

Industrienahe Untersuchungen

Die Überlagerung linearer Werkzeugbewegungen mit mechanischen Schwingungen im hochfrequenten Bereich wurde bereits auf zahlreiche industrielle Blech- und Massivumformprozesse sowie auf verschiedene Sonderverfahren angewendet. Zu den analysierten Blechumformprozessen zählen das schwingungsüberlagerte Tiefziehen [63], Biegen [68], inkrementelle Umformen [69] und Stanzen [70]. Die eingebrachten Werkzeugoszillationen führten dabei durchweg zu einer Reduzierung der erforderlichen Prozesskraft. Beim inkrementellen Umformen kleiner Pyramiden aus Aluminiumfolie konnte zudem eine verbesserte Ausformung der Zielgeometrie durch Ultraschallschwingungen erreicht werden.

Im Bereich der Massivumformung wurden unter anderem Studien zum Rohrziehen mit angeregtem Dorn [71] und Matrize [72], zum Drahtziehen [73], zum Schmieden [74] und zum Fließpressen [75] mit Ultraschallüberlagerung durchgeführt. Auch hier wurden schwingungsbedingte Prozesskraftreduzierungen nachgewiesen, die teilweise durch begünstigte Reibbedingungen erklärt werden konnten. Weitere Vorteile des Ultraschalleinsatzes im industriellen Umfeld können daher ein geringerer Schmierstoffbedarf und höhere Umformgeschwindigkeiten sein [56]. Der Einsatz von Schwingungen im Sub-kHz-Bereich wird aktuell in der Blechmassivumformung (BMU) [76] – der Anwendung gängiger Massivumformverfahren auf Blechhalbzeuge [77] – und beim Längsverzahnungsdrücken [78] untersucht. Bei der Herstellung von BMU-Bauteilen ergaben sich dabei Vorteile durch Kraftreduzierung, höhere geometrische Genauigkeit und geringere Rückfederung. Beim oszillierenden Längsverzahnungsdrücken wurde ebenfalls eine Kraftreduzierung erreicht.

Sonderverfahren, die in Kombination mit hochfrequenten Werkzeugschwingungen untersucht wurden, sind überwiegend den Bereichen Fügen durch Umformen, beispielsweise ultraschallüberlagertes Clinchen [79] und Ringverstemmen [80], und der Mikroumformtechnik zuzuordnen. Beim Verstemmen mit Ultraschallunterstützung konnte die mittlere Verstemmkraft für sehr hohe Schwingungsamplituden, bedingt durch

hochfrequentes Hämmern, sogar um bis zu 95 % reduziert werden. Potenzielle Werkzeug- und Bauteilentlastungen bringen besonders in der Mikrofertigungstechnik entscheidende Vorteile mit sich. Aus diesem Grund wurden bereits zahlreiche Mikroumformprozesse mit einer Schwingungsüberlagerung kombiniert. Hierzu zählen das Mikroschmieden [81], -stauchen [23] und -fließpressen [82]. Neben der Prozesskraftreduzierung ergaben sich dabei weitere Vorteile, wie eine deutliche Verbesserung der Oberflächengüte beim Mikrofließpressen mit Ultraschallüberlagerung.

Die industrienahen Forschungsaktivitäten im Bereich der schwingungsüberlagerten Umformung konzentrieren sich somit überwiegend auf Massivumformprozesse und Sonderverfahren. Potenziale zeigen sich dabei ausnahmslos hinsichtlich reduzierter Prozesskräfte. Des Weiteren können überlagerte Werkzeugschwingungen die Grenzflächenreibung zwischen Werkzeug und Werkstück sowie die Oberflächengüte und die Fertigungsgenauigkeit positiv beeinflussen. Die damit verbundene Möglichkeit zur Einsparung von Schmierstoffen stellt ebenfalls einen Anreiz für den industriellen Einsatz der Schwingungsüberlagerung dar. Aufgrund der extrem unterschiedlichen Verfahrensarten und Art der Schwingungseinbringung sind die Erkenntnisse aus industrienahen Untersuchungen nur begrenzt vergleichbar. Gängige wissenschaftliche Grundlagenversuche, die aus der konventionellen Werkstoffcharakterisierung bekannt sind, eignen sich deutlich besser zur Durchführung aussagekräftiger und übertragbarer Ursache-Wirkungs-Analysen.

2.3.2 Einachsige Zug- und Stauchversuche

Registrierte Effekte

Grundlagenuntersuchungen zur schwingungsüberlagerten Umformung konzentrieren sich überwiegend auf einachsige Zug- [83] und Stauchversuche [84], da auftretende Effekte anhand dieser verhältnismäßig einfachen Modellprozesse ohne größere Störeinflüsse, wie mehrachsige Spannungszustände und komplexe Prozessführung, identifiziert werden können. Diese Studien wiesen bisher ausnahmslos eine Prozesskraft- bzw. Fließspannungsreduzierung infolge der Schwingungsüberlagerung nach. Anzumerken ist, dass dabei meist die mittlere Prozesskraft bewertet wurde. In neueren Untersuchungen wurde weiterhin festgestellt, dass abgesehen von diesem temporären Entfestigungseffekt auch eine permanente Verfestigung [85], selten auch eine Entfestigung [86], nach Abschalten des

Ultraschalls verbleiben kann. Weiterhin wird in der Literatur häufig vom Effekt einer veränderten Grenzflächenreibung zwischen Werkzeug und Werkstück berichtet, der sich ebenfalls reduzierend auf die Prozesskraft auswirken kann [87]. Um die Prozesseinflüsse detailliert analysieren zu können, werden in Grundlagenuntersuchungen neben der Werkstoffart auch die wesentlichen Prozessparameter, wie die Schwingfrequenz, der Pressenvorschub und die Schwingungsamplitude variiert. Der nachfolgende Abschnitt gibt einen Überblick über die zentralen Erkenntnisse dieser Untersuchungen, wobei die dominanten Einflussgrößen im Mittelpunkt stehen. Kritisch anzumerken ist, dass bisher meist nur Teilaspekte, beispielsweise der Einfluss der Schwingungsamplitude, analysiert wurden. Hinsichtlich einer ganzheitlichen Betrachtung der Prozesseinflüsse und Parameterabhängigkeiten besteht noch Forschungsbedarf.

Prozesseinflüsse

Ein großer Anteil der Grundlagenstudien wurde mit verhältnismäßig weichen Werkstoffen, wie Aluminium [88], Kupfer [89] und Messing [23] durchgeführt. Grund hierfür ist die eingeschränkte Belastbarkeit der Schwingssysteme, die sich während der Umformung zumeist innerhalb des Kraftflusses befinden. Izumi et al. [84] analysierten in Stauchversuchen den Einfluss hochfrequenter 22-kHz-Schwingungen auf verschiedene weiche Werkstoffe, wie Aluminium, Kupfer, Magnesium und Baustahl. Hinsichtlich der auftretenden Spannungsreduzierung zeigte sich dabei eine starke Werkstoffabhängigkeit, die zudem von der vorliegenden Schwingungsamplitude beeinflusst wird. Zur Beschreibung der Sensitivität eines Werkstoffs gegenüber mechanischen Schwingungen wurde daraufhin ein Faktor m eingeführt. Dieser ermöglicht die Berechnung der reduzierten Fließspannung bei Ultraschallüberlagerung in Abhängigkeit der konventionellen – ohne Vibrationen – Fließspannung k_f sowie der eingesetzten Schwingungsamplitude A :

$$k_{f,\text{red}} = k_f - m A \quad \text{Gl. 10}$$

Mittels analytischer Überlegungen wurde begründet, dass die Sensitivität m von verschiedenen physikalischen und mechanischen Werkstoffeigenschaften abhängt, wobei die akustische Impedanz, das Produkt aus Werkstoffdichte ρ und Schallgeschwindigkeit c , den entscheidenden Einfluss darstellt. Zudem wird m mit dem Elastizitätsmodul, dem Schmelzpunkt, dem Verfestigungsexponenten und der Stapelfehlerenergie eines Werkstoffs in Zusammenhang gebracht. In einer aktuellen Studie wiesen

Ahmadi et al. [90] zudem nach, dass schwingungsbasierte Effekte bei reinem Aluminium stark von der vorliegenden Korngröße abhängen.

Vergleichbare Untersuchungen mit hochfesten Werkstoffen, wie hochfesten Stählen und Titanlegierungen, fanden aufgrund der genannten Limitierungen bis heute nur in geringem Umfang statt. Einzige Ausnahme bildete lange Zeit eine Studie von Nerubai [91], in der ultraschallunterstützte Stauch- und Zugversuchen mit 22 kHz an verschiedenen hochfesten Stahl- und Titanlegierungen durchgeführt wurden. Während des Ultraschallbetriebs zeigte sich dabei auch für diese Werkstoffe eine deutliche werkstoff- und amplitudenabhängige Fließspannungsreduzierung. Die unterschiedliche Sensitivität der Werkstoffe gegenüber Ultraschall-schwingungen wurde hier mit der stark variierenden chemischen Zusammensetzung und Mikrostruktur begründet. Gemäß einer kürzlich erschienenen Studie von Zhou et al. [92] kommt es bei festeren Werkstoffen, wie Titan, zudem bevorzugt zu einer bleibenden Entfestigung durch Ultraschallschwingungen. Bei weichen Werkstoffen mit geringer Versetzungsdichte tritt hingegen tendenziell eine bleibende Verfestigung auf [93].

In bisherigen Grundlageuntersuchungen kamen üblicherweise Schwingfrequenzen im Bereich um 20 kHz zum Einsatz. Basierend auf einer Studie von Nevill et al. [94] aus dem Jahr 1957, in der ultraschallüberlagerte Zugversuche mit Stahldrähten im Frequenzbereich zwischen 15 kHz und 80 kHz durchgeführt wurden, ging man lange Zeit davon aus, dass schwingungsbedingte Kraftabsenkungen unabhängig von der Schwingfrequenz auftreten. Bekräftigt wurde dies von Blaha und Langenecker [95], die zu einer identischen Schlussfolgerung für Frequenzen zwischen 15 Hz und 1 MHz kamen. Eine aktuelle Untersuchung von Zhou et al. [92] stellt diese Annahme jedoch in Frage. In Stauchversuchen mit 20 kHz, 30 kHz und 40 kHz Schwingfrequenz an Aluminium und Titan wiesen sie eine verminderte Entfestigungswirkung bei zunehmender Schwingfrequenz nach. Die widersprüchlichen Ergebnisse wurden auf die Verwendung eines ungeeigneten Schwingensystems während der Zugversuche von Nevill et al. zurückgeführt. Dieses ermöglichte zwar die flexible Anpassung der Schwingfrequenz. Die relevanten Systemkomponenten, wie Konverter und Sonotrode, wurden allerdings nicht getauscht. Für gewöhnlich müssen diese Komponenten präzise auf den frequenzabhängigen Resonanzzustand hin ausgelegt werden, um die maximale Schwingungsamplitude zu erzielen. Fraglich ist daher, ob dieser Zustand tatsächlich durchweg erreicht wurde. Es ist also davon auszugehen, dass die Frequenz beim schwingungsüberlagerten Umformen einen Einflussfaktor darstellt und

geringere Ultraschallfrequenzen eine höhere Kraftabsenkung ermöglichen.

Der Einfluss der Umformgeschwindigkeit, die in unmittelbarem Zusammenhang mit der Dehnrates und der Prozess- bzw. Schwingungsdauer steht, auf die spannungsreduzierende Wirkung von Ultraschallschwingungen wurde ebenfalls untersucht. Izumi et al. [84] stellten beim ultraschallüberlagerten Stauchen verschiedener Metalle im Geschwindigkeitsbereich zwischen 0,25 mm/min und 9 mm/min keine nennenswerten Kraftunterschiede fest. In [60] konnten Hung et al. bei ähnlichen Versuchen mit Aluminium und den beiden Dehnrates 0,003 1/s und 0,03 1/s ebenfalls keine signifikanten Unterschiede hinsichtlich der Kraftreduzierung erkennen. Die Aussagekraft dieses Ergebnisses ist eigenen Angaben zufolge jedoch stark eingeschränkt, da nur verhältnismäßig kurze Schwingungsintervalle geprüft wurden. Der Einfluss der Schwingungsdauer auf den Kraftverlauf bei Stauchversuchen mit Aluminium wurde in einer aktuellen Studie von Yao et al. [85] untersucht. Darin wurde festgestellt, dass bei längeren Schwingungsintervallen zunehmend eine bleibende Werkstoffverfestigung auftritt. Nach aktuellem Forschungsstand ist also davon auszugehen, dass der Prozess zwar von der Schwingungsdauer, nicht aber von der quasistatischen Dehnrates beeinflusst wird.

Mit dem Einfluss der Schwingungsamplitude bei ultraschallüberlagerten Umformprozessen hat sich ein Großteil der Grundlagenuntersuchungen befasst. Wie in Gl. 10 beschrieben, wurde dabei meist ein linearer Zusammenhang zwischen der Schwingungsamplitude und der resultierenden Fließspannungsreduzierung festgestellt. Izumi et al. [84] wiesen dies für verschiedene Werkstoffe, wie Kupfer, Magnesium und Baustahl, im Amplitudenbereich zwischen 0 μm und 15 μm nach. Bei Begherzadeh et al. [96] zeigte sich während des Stauchens von Aluminium ebenfalls eine linear ansteigende Fließspannungsreduzierung mit zunehmender Amplitude bis $A = 20 \mu\text{m}$. Ein quadratischer Zusammenhang zwischen der Amplitude und der Entfestigungswirkung wurde hingegen von Siddiq et al. [97] hergeleitet. Daran anknüpfende numerische Analysen [98], die diese Gesetzmäßigkeit berücksichtigten, erzielten eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen aus ultraschallüberlagerten Zugversuchen von Daud et al. [99]. Auch Langenecker ging bereits davon aus, dass die Spannungsreduzierung quadratisch von der Amplitude abhängt [95]. Der starke Einfluss der Schwingungsamplitude auf die resultierende Entfestigung wurde somit in zahlreichen Studien bestätigt. Hinsichtlich des genauen quantitativen Einflusses besteht jedoch noch Uneinigkeit.

Aufgrund stark variierender Versuchsanordnungen, Messmethoden und Prozessrandbedingungen sind der Vergleich der Grundlagenuntersuchungen zur schwingungsüberlagerten Umformung sowie die Ableitung ursächlicher Zusammenhänge nur eingeschränkt möglich. Dennoch wurde eindeutig nachgewiesen, dass zahlreiche Prozessparameter, allen voran die Schwingungsamplitude, einen Einfluss auf die entfestigende Wirkung der Schwingungsüberlagerung haben. Die Ursachen und Wirkzusammenhänge hinter den genannten Effekten sind bisher jedoch nicht zweifelsfrei geklärt. Ausgehend von Langeneckers Forschungsarbeiten wurden hinsichtlich der Ursachen bereits mehrere Erklärungsansätze postuliert. Diese werden im nachfolgenden Abschnitt detailliert erläutert.

2.3.3 Erklärungsansätze

Die bestehenden Erklärungsansätze für das Phänomen der schwingungsbasierten Kraftreduzierung lassen sich grob in Volumen- und Oberflächeneffekte untergliedern [57]. Volumeneffekte umfassen sämtliche Aspekte, die sich im Inneren eines Werkstücks abspielen und werden weiter in das rein mechanische Prinzip der Spannungsüberlagerung und die sogenannte akustische Entfestigung unterteilt, die letztendlich für die Fließspannungsreduzierung verantwortlich ist [75]. Zur klareren Abgrenzung kann bei der akustischen Entfestigung weiter zwischen thermischen und werkstoffseitigen Einflüssen unterschieden werden. Oberflächeneffekte beinhalten sämtliche Reibungsveränderungen, die schwingungsbedingt an der Grenzfläche zwischen Werkzeug und Werkstück hervorgerufen werden. In Bild 2 ist die Beeinflussung des Kraft-Weg-Verlaufs durch die genannten Effekte schematisch für das ultraschallunterstützte Stauchen veranschaulicht. Im Vergleich zur konventionellen Prozessführung kommt es beim Einschalten des Ultraschalls (US) zum schlagartigen Kraftabfall. Bedingt durch die zyklische Be- und Entlastung oszilliert die Prozesskraft während des Ultraschallbetriebs periodisch zwischen ihrem Maximal- und Minimalwert. Die Absenkung der mittleren Prozesskraft ist eine unmittelbare Folge der mechanischen Schwingbewegung und somit rein auf das Spannungsüberlagerungsprinzip (Bereich I) zurückzuführen. Für die Kraftreduzierung im Bereich II, zwischen dem konventionellen Kraftniveau und der maximalen oszillatorischen Kraft, sind hingegen die Fließspannungsreduzierung durch akustische Entfestigung und die Reibkraftreduzierung durch veränderte Grenzflächenreibung verantwortlich.

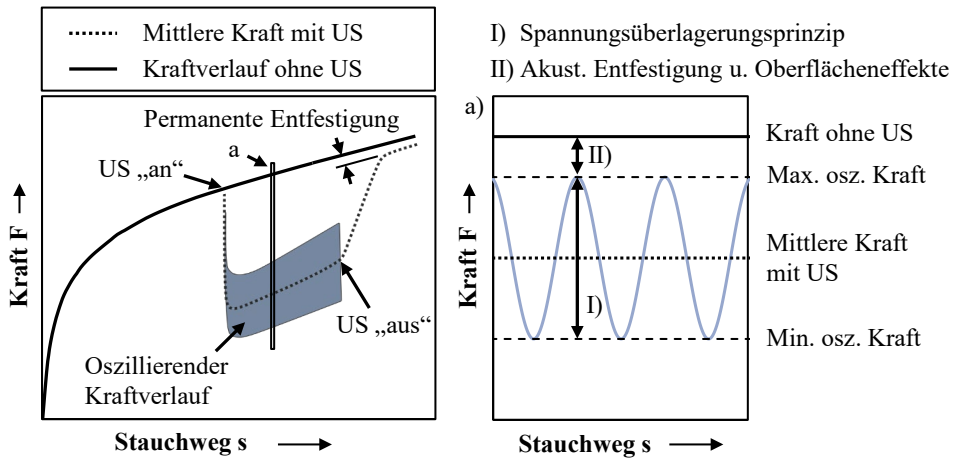


Bild 2: Schematischer Kraft-Weg-Verlauf beim ultraschallunterstützten Stauchen und Kennzeichnung auftretender Effekte nach [24]

Eine getrennte Betrachtung dieser beiden Ursachen ist aus messtechnischer Sicht nicht ohne Weiteres möglich. Wird nach Abschalten der Ultraschallüberlagerung weiter umgeformt, nähert sich die Prozesskraft für gewöhnlich zügig an das konventionelle Kraftniveau an. Dabei kann jedoch eine permanente Ver- oder Entfestigung des Werkstoffs verbleiben.

Spannungsüberlagerung

Das Spannungsüberlagerungsprinzip beschreibt die physikalische Überlagerung einer statischen mit einer oszillierenden Spannung. Man geht dabei davon aus, dass die elastisch-plastischen Werkstoffeigenschaften unverändert bleiben [100]. Kirchner et al. [88] haben die Auswirkung der alternierenden Spannung in schwingungsüberlagerten Stauchversuchen mit Frequenzen zwischen 0,5 Hz und 20 kHz untersucht. Aufgrund eingeschränkter Messmöglichkeiten Mitte der 1980er Jahre übertrugen sie hierbei die Erkenntnisse aus Experimenten mit geringer Schwingfrequenz auf höhere Frequenzbereiche. Die Reduzierung der mittleren Spannung durch Ultraschallschwingungen führten sie dabei auf die elastische Relaxation der Probe während der Entlastung zurück. Für dehnratenunabhängige Werkstoffe zeigte sich, dass die nicht messbare, maximale oszillatorische Kraft identisch mit dem konventionellen Kraftniveau ist. Bei dehnratenabhängigen Werkstoffen tritt hingegen aufgrund der zeitweise sehr hohen Dehnraten – und der damit einhergehenden höheren Fließspannungen – insgesamt betrachtet eine Überhöhung des

oszillatorischen im Vergleich zum konventionellen Kraftverlauf auf. Tatsächlich reduziert ist jedoch in beiden Fällen nur die mittlere Spannung. Da lange Zeit nur die mittleren Prozesskräfte in Untersuchungen zur ultraschallunterstützten Umformung gemessen werden konnten, ist man häufig davon ausgegangen, dass ausschließlich das Spannungsüberlagerungsprinzip für die Kraftreduzierung verantwortlich ist. Abweichungen wurden zwar vermutet und analytisch begründet, konnten aber nicht durch zuverlässige Messungen belegt werden. Mithilfe piezobasierter Sensorik, die über eine ausreichend hohe zeitliche Auflösung für dynamische Kraftmessungen verfügt, wiesen Daud et al. [99] in einer experimentell und numerisch gekoppelten Studie nach, dass die Reduzierung der mittleren Spannung größer ist als die Amplitude der oszillierenden Spannung. Das Spannungsüberlagerungsprinzip alleine kann somit nicht ausreichen, um die ultraschallbasierte Fließspannungsreduzierung vollständig zu erklären.

Thermische Einflüsse

Thermische Einflüsse stehen in engem Zusammenhang mit mikrostrukturellen Werkstoffveränderungen. Langenecker [101] ging bereits davon aus, dass Schwingungsenergie an Versetzungen absorbiert wird und zur Erwärmung des Werkstoffs führt. Dies kann in einer Absenkung der Fließspannung und einer drastischen Veränderung des Elastizitätsmoduls resultieren. Im Gegensatz zur vergleichsweise homogenen Temperatureinbringung bei gängigen Warmumformprozessen findet die Erwärmung hierbei überwiegend lokal in stark umgeformten Probenbereichen statt. Gemäß einer Laborstudie von Langenecker werden daher nur etwa 10^{10} eV Schallenergie benötigt, um eine ähnliche Entfestigung in monokristallinem Zink zu erreichen, wie mit einer Wärmemenge von 10^{18} eV [95]. Zudem kann bei Schwingungsüberlagerung Wärme durch Grenzflächenreibung und zyklisch wechselnde Relativgeschwindigkeiten zwischen Probe und Werkzeug erzeugt werden [102].

In einer Studie zum ultraschallunterstützten Stauchen mit verschiedenen Werkstoffen stellten Izumi et al. [84] eine moderate Probenerwärmung unter 100 °C bei geringer Schwingungsamplitude fest. Für Schwingungsamplituden oberhalb eines kritischen Schwellenwerts wurde hingegen eine starke Erwärmung gemessen. Bei Kupfer trat beispielsweise ab $10\text{ }\mu\text{m}$ Schwingungsamplitude eine deutlich verstärkte Fließspannungsreduzierung, verbunden mit Temperaturen bis 300 °C auf. Auch Liu et al. [89] erklärten das veränderte Fließverhalten beim ultraschallüberlagerten

Anstauchen einer Kupferspitze teilweise durch thermische Einflüsse. In [103] führten Hung et al. extrapolierte Stauchversuche an Aluminium durch, die den Einfluss von Reibung eliminieren. Dabei detektierten sie ebenfalls eine schwingungsbasierte Probenerwärmung. Weiterhin stellten sie fest, dass die durch Ultraschallschwingungen mit 20 kHz Frequenz und 5,6 μm Amplitude erzielte Spannungsreduzierung vergleichbar mit der bei Stauchversuchen mit konstanter Probentemperatur von 150 °C ist. In einer weiteren Studie führten Hung et al. [60] Versuche an Aluminium mit Schwingungsüberlagerung und erhöhter Temperatur durch. Darin wiesen sie nach, dass die Fließspannungsreduzierung infolge der Ultraschallüberlagerung bei erhöhten Temperaturen geringer als bei Raumtemperatur ausfällt. Sie führten dies auf veränderte Umformeigenschaften und eine geringere Absorption von Schwingungsenergie zurück. Zudem untersuchten Hung et al. für Aluminium [104] und Messing [23] die Abhängigkeit der Erwärmung vom Probenvolumen beim ultraschallunterstützten Stauchen. Für beide Werkstoffe stellten sie eine stärkere Probenerwärmung bei abnehmendem Volumen fest. Gleichzeitig trat dabei eine verstärkte Fließspannungsreduzierung auf. Studien von Yao et al. [75], Xie et al. [105] und Zhou et al. [92] bestätigten diesen Zusammenhang zwischen Probenvolumen und akustischer Entfestigung für Aluminium. Thermische Einflüsse wurden hierbei allerdings nicht als ausschlaggebende Ursache der Entfestigung angesehen. Yao et al. [24] beurteilten die Erwärmung der Aluminiumproben in Untersuchungen zum ultraschallunterstützten Stauchen mit transversaler Schwingung sogar als vernachlässigbar. Zu ähnlicher Einschätzung kamen Daud et al. [106] auch für longitudinale Schwingungen.

Hinsichtlich des thermischen Einflusses bei schwingungsüberlagerter Umformung existieren somit widersprüchliche Erkenntnisse. Es ist davon auszugehen, dass dieser stark von der chemischen Zusammensetzung des Werkstoffs, dem Prozess und den Schwingungsparametern, wie der Amplitude und der Schwingungsrichtung, abhängt. Sofern zurückliegende Studien eine schwingungsbedingte Erwärmung nachwiesen, bestand Einigkeit darüber, dass diese nicht ausschließlich für die Spannungsreduzierung verantwortlich sein kann [104]. Bezüglich der aussagekräftigen Analyse thermischer Einflüsse bei verschiedenen Werkstoffen und Schwingungsparametern besteht jedoch noch Forschungsbedarf. Die Gegenüberstellung mit schwingungsfreien Experimenten bei erhöhter Temperatur erfolgte bislang nur mit konstanter Temperatur, wohingegen die Probenerwärmung bei Schwingungsüberlagerung, sofern vorhanden, einen stetigen Anstieg während des Prozessverlaufs gezeigt hat.

Werkstoffseitige Einflüsse

Basierend auf Langeneckers Hypothese ist davon auszugehen, dass Schwingungsenergie bevorzugt an Gitterfehlstellen, wie festgesetzten Versetzungen und Korngrenzen absorbiert wird. Infolge der resultierenden lokalen Erwärmung und der Aktivierung von Versetzungen benötigen diese dann eine geringere Scherspannung für die Bewegung in den Gleitebenen und können Hindernisse leichter überwinden. Die temporäre Entfestigungswirkung beginnt dabei unmittelbar nach Einschalten der Ultraschallschwingung und hängt von der eingebrachten Energiemenge ab. Grundsätzlich kann die Fließspannungsreduzierung auch durch eine verminderte Versetzungsdichte erklärt werden. Dieser Theorie zufolge werden Hindernisse nicht einfacher überwunden, sondern irreversibel beseitigt [95]. Hinsichtlich der für die Absorption von Schwingungsenergie verantwortlichen Mechanismen setzte sich Langenecker intensiv mit den Theorien der thermoelastischen Energieumwandlung, der veränderten Versetzungsbewegung und der inelastischen Streuung auseinander. Thermoelastische Einflüsse schloss er aufgrund des zu niedrigen Frequenzbereichs direkt aus. Bezüglich der Versetzungsbewegung analysierte Langenecker die Mechanismen Resonanz, Relaxation und Hysterese. Da die Resonanzfrequenz von Versetzungen im Bereich um 100 MHz liegt, konnten diese Ursache ebenfalls ausgeschlossen werden [101]. Auch die Relaxationstheorie, die davon ausgeht, dass eine temperaturabhängige Frequenz existiert, bei der sich die Konfiguration im Werkstoff mit minimaler Energie in eine andere Konfiguration minimaler Energie verändern kann [107], schloss Langenecker wegen der geringen Frequenz- und Temperaturabhängigkeit aus [108]. Einen entscheidenden Einfluss der Hysterese hielt Langenecker für unwahrscheinlich, konnte dies aber nicht weiter belegen. Auch die inelastische Streuung ordnete er schlussendlich als unpassend ein, da keine wesentlichen Unterschiede zwischen mono- und polykristallinen Werkstoffen festgestellt werden konnten. Trotz der Unklarheiten bezüglich der Absorptionsmechanismen können die bei Schwingungsüberlagerung registrierten Entfestigungseffekte mittels lokaler Erwärmung, die zum Herabsetzen der benötigten Scherspannung für Versetzungsbewegungen führt, erklärt werden [101].

Nachdem Izumi et al. [84] beim ultraschallunterstützten Stauchen verschiedener Werkstoffe das Spannungsüberlagerungsprinzip als dominierende Ursache der temporären Entfestigung ausschlossen, gingen sie davon aus, dass eine beschleunigte Versetzungsbewegung maßgeblich dafür verantwortlich ist. Thermischen Einflüssen wurde eine untergeordnete Bedeutung zugewiesen, da die Spannungsabsenkung schlagartig

auftritt und die Temperatur dabei nur moderat ansteigt. Bei Kupfer und Messing traten zwar aufgrund des Schwingungseinflusses geringere Maximalhärten und eine homogenere Härteverteilung im Probenquerschnitt auf, die auf thermische Effekte zurückgeführt wurden, allerdings fielen diese zu gering aus, um die Entfestigungswirkung erklären zu können.

In Studien zum ultraschallüberlagerten Drahtbonden von Gold [109] und Kupfer [110] untersuchten Lum et al. und Huang et al. die temporäre und die bleibende Ent- bzw. Verfestigung der Werkstoffe. Sie gingen davon aus, dass die bleibende Verfestigung durch irreversible Erhöhung der Versetzungsdichte stattfindet. Die bleibende Entfestigung erklärten sie hingegen durch dynamische Ausheilung infolge lokaler Erwärmung. Dabei kommt es abhängig von der Rekristallisationstemperatur des Werkstoffs zu einer bleibenden Änderung der Mikrostruktur und einer reduzierten Versetzungsdichte. Welcher Effekt dominiert, entscheidet letztendlich darüber, ob eine bleibende Ver- oder Entfestigung auftritt. Für beide Werkstoffe zeigte sich in ähnlicher Ausprägung eine temporäre und bleibende Entfestigung. Die Ähnlichkeit wurde auf die identische kubisch flächenzentrierte Kristallstruktur von Gold und Kupfer zurückgeführt. Des Weiteren ergaben Härtmessungen etwa 9 % Entfestigung für Gold und 19 % für Kupfer. Als Ursache für diese Diskrepanz wurde die erhöhte Versetzungsbeweglichkeit bei Kupfer angegeben. Tiefgehende mikrostrukturelle Analysen erfolgten in beiden Studien nicht.

Es ist davon auszugehen, dass eine lokale Erwärmung nicht nur entscheidend zur temporären akustischen Entfestigung beiträgt, sondern auch mikrostrukturelle Veränderungen im Werkstoff hervorruft. Unklar bleibt, ob dabei Veränderungen auftreten, die nicht thermisch bedingt sind [87]. In einem Beitrag aus dem Jahr 2013 bemängelten Liu et al. [89], dass sich bis dato nur wenige Studien zum ultraschallunterstützten Umformen detailliert mit der Mikrostruktur der Werkstoffe befasst haben. In ihrem Beitrag wiesen sie nach, dass die detektierte Kraftreduzierung beim schwingungsüberlagerten Anstauchen von Kupfer zum Teil auf eine stark veränderte Korngröße und -orientierung zurückgeführt werden kann. Die Korngröße verringerte sich dabei von etwa 50 μm im Ausgangszustand auf 0,1 μm bis 0,3 μm . Im Vergleich dazu kam es bei konventioneller Prozessführung lediglich zu einer Verfeinerung auf 10 μm bis 40 μm . Neben einer erhöhten Partikelgeschwindigkeit infolge der Spannungsüberlagerung wurden eine veränderte Versetzungsbewegung und erhöhte Temperaturen als Einflüsse dafür identifiziert. In stark umgeformten Bereichen beobachteten sie zudem eine starke Kornorientierung in Fließrichtung und Subkornbildung. Die analytisch berechnete Erwärmung um

etwa 297 °C reicht aus, um bei Kupfer eine erleichterte Korngrenzenrotation zu erklären.

Detaillierte mikrostrukturelle Analysen wurden von Siu et al. [62] an Aluminiumproben aus Eindrückexperimenten mit transversaler Ultraschallüberlagerung durchgeführt. Erwartungsgemäß nahm dabei die Eindrücktiefe aufgrund der Entfestigungswirkung bei Schwingungsüberlagerung zu. Kristallografische Analysen mittels Transmissionselektronenmikroskop und einem Sensor, der die Elektronenrückstreubeugung (engl.: Electron Backscatter Diffraction – EBSD) detektiert, wiesen eine starke Subkornbildung und eine Fehlorientierung der Körner bei Schwingungsüberlagerung nach. Diese Veränderungen bewirken eine effektive Reduzierung der Versetzungsdichte. Als dominierende Ursache der Subkornbildung und der bleibenden Entfestigung wurde der Erholungseffekt der Dipolannihilation, das Ausheilen vorzeichenverschiedener Stufen- und Schraubenversetzungen [111], identifiziert. Sie begründeten dies mittels einer versetzungsdynamischen 2D-Simulation. Annihilation tritt darin auf, wenn zwei vorzeichenverschiedene Schraubenversetzungen in ausreichend geringem Abstand zueinander liegen. Die simulative Analyse belegt, dass Annihilationsvorgänge bei Schwingungsüberlagerung begünstigt ablaufen. Ausschlaggebend ist dabei die erhöhte Versetzungsbeweglichkeit aufgrund der hohen Geschwindigkeiten und auftretendem Quergleiten. Kritisch anzumerken ist, dass im Rahmen der Studie nur für eine Amplitude mikrostrukturelle Analysen erfolgten und die statistische Aussagekraft der exemplarischen EBSD-Messungen unklar ist.

Ähnliche Untersuchungen führten Dutta et al. [100] für Zugversuche mit Stahl DCo4 und transversaler Ultraschallüberlagerung durch. Die Schwingungseinbringung erfolgte dabei über einen auf der Probe befestigten Wellenleiter. Unklar ist, ob die angegebene Amplitude von 26 µm über den Prozessverlauf aufrechterhalten werden konnte. Metallografische Analysen erfolgten mittels Rasterelektronenmikroskopie (REM) inklusive EBSD-System und Röntgendiffraktometrie. Dabei wurde festgestellt, dass bei Ultraschallüberlagerung im Vergleich zu konventioneller Prozessführung eine geringere Versetzungsdichte, Subkornbildung und Korndeformation sowie eine ausgeprägte Korngrenzenrotation stattfinden. Gitterfehlorientierungen traten überwiegend entlang der Korngrenzen und in Schallausbreitungsrichtung auf. Die gegensätzlichen Erkenntnisse hinsichtlich Versetzungsdichte und Subkornbildung im Vergleich zur Studie von Siu et al. führten Dutta et al. auf die stark unterschiedliche Kristallstruktur von Aluminium und Stahl zurück. Begründet wurden die Beobachtungen analog zu Siu et al. durch begünstigte Dipolannihilation

und verbesserte Versetzungsbeweglichkeit. In einer Folgestudie [112] untersuchten Dutta et al. die Ursachen der verstärkten Korngrenzenrotation bei Schwingungsüberlagerung und entdeckten dabei verhältnismäßig kleine, runde Körner an den Korngrenzen größer, stark gelängter Körner. Deren Auftreten führten sie auf dynamische Rekristallisationsvorgänge zurück.

Bagherzadeh und Abrinia [96] befassten sich intensiv mit den mikrostrukturellen Ursachen der bleibenden Verfestigung von Aluminium nach ultraschallunterstützten Stauchversuchen. Sie wiesen nach, dass die Versetzungsdichte bei fortschreitender Dehnung abhängig von der Schwingungsamplitude zunimmt. Als Ursache dafür identifizierten sie das Prinzip der hochgradig plastischen Umformung (engl.: Severe Plastic Deformation – SPD), das aufgrund der hochfrequenten Wechselbelastung auftritt. In Härtemessungen stellten sie weiterhin eine schwingungsbedingte Aufhärtung und eine vergleichsweise homogene Härteverteilung im Probenquerschnitt fest. Zudem traten bei Ultraschallüberlagerung vermehrt runde Körner im Gegensatz zu stark deformierten und gelängten Körnern auf.

In einer aktuellen Studie untersuchten Zhou et al. [86] permanente mikrostrukturelle Veränderungen beim ultraschallunterstützten Stauchen von Aluminium und Titan. Analog zu vorangegangenen Untersuchungen stellten sie bei Aluminium eine bleibende Verfestigung fest. Bei Titan wurde jedoch eine bleibende Entfestigung registriert. Mittels stichprobenartiger EBSD-Analysen belegten sie, dass die Verfestigung von Aluminium aufgrund von Kornverfeinerung und veränderter Kornorientierung auftritt. Die Entfestigung bei Titan führten sie hingegen auf ein früheres Erreichen des Sättigungsbereichs für Zwillingsbildung und damit eine geringere Anzahl verfestigend wirkender Zwillingskorngrenzen bei Ultraschallunterstützung zurück.

Oberflächeneinflüsse

Zahlreiche Studien zur ultraschallunterstützten Umformung haben sich mit dem Einfluss von Ultraschallschwingungen auf die Grenzflächenreibung zwischen Werkzeug und Probe befasst. Man geht davon aus, dass hierbei die zyklische Richtungsänderung der Relativgeschwindigkeit zwischen Werkzeug und Probe, die Einglättung rauer Oberflächen [113], der Kontaktzustand [75], die Erwärmung der Reibpartner [103] und das sprunghafte Gleiten in Stick-Slip-Bewegungen [114] eine Rolle spielen. Ausschlaggebend ist dabei das Einwirken von Schallwechseldruck auf

die Kontaktfläche, wodurch eine Reduzierung der Reibkraft auftritt [113]. Von Liu [115] wurden hinsichtlich der Reibkraftreduzierung folgende Zusammenhänge identifiziert: Sie tritt bei Wellenausbreitung senkrecht zur Reibfläche auf, sie steigt bei zunehmender Normalkraft und Schwinggeschwindigkeit und sinkt bei zunehmender quasistatischer Geschwindigkeit. Welchen Anteil die verringerte Reibkraft an der Gesamtkraftreduzierung bei ultraschallüberlagerten Umformprozessen hat, ist bislang nicht bekannt.

Mittels numerischen Methoden wiesen Daud et al. [116] nach, dass eine mittlere Verringerung der Reibzahl für einen Großteil der Kraftreduzierung beim ultraschallunterstützten Fließpressen von Aluminium verantwortlich ist. Sie hielten es jedoch für wahrscheinlich, dass weitere Ursachen vorliegen. Pohlmann und Lehfeldt [68] untersuchten die Auswirkungen von unterschiedlich eingeleiteten Ultraschallschwingungen in einem Ball-Scheibe-Experiment bei variierender Rotationsgeschwindigkeit. Es stellte sich heraus, dass bei geringen Drehzahlen eine deutlich stärkere Reibungsreduzierung erreicht werden kann, als bei hohen Drehzahlen. Die Abhängigkeit von der Geschwindigkeit ist besonders groß, wenn Schwingung und Reibkraft identisch orientiert sind. Heß und Groche [117] identifizierten ebenfalls begünstigte Reibbedingungen als maßgebliche Ursache für die erzielte Kraftabsenkung beim Längsverzahnungsdrücken von Stahl mit oszillierender Matrize. Rozner [118] führte Streifenziehversuche mit 20 kHz Schwingungsüberlagerung an Proben aus Kupfer, Messing und Baustahl durch. Die dabei auftretende Reibkraftreduzierung wurde auf eine Verringerung der Reibzahl zwischen Werkzeug und Blechstreifen zurückgeführt.

Im Widerspruch zu den bisher genannten Erkenntnissen detektierten Hung et al. [103] eine Reibungserhöhung durch Ultraschall in schwingungsüberlagerten Ringstauchversuchen an Aluminiumproben mit und ohne Erwärmung. Dies führten sie zumindest teilweise auf die Erwärmung der Kontaktpartner bei Ultraschallbetrieb zurück. Fraglich ist allerdings, ob die gleichzeitige Änderung von Fließ- und Reibbedingungen im Ringstauchversuch eine getrennte Bewertung der Einflüsse zulässt. Daud et al. [119] stellten in vergleichbaren Experimenten keinen Einfluss der Schwingungsüberlagerung auf die Reibzahl fest. Die erzielte Kraftreduzierung in Zylinderstauchversuchen mit Ultraschallüberlagerung führten sie daher rein auf die Spannungssuperposition zurück. Auch Aziz et al. kamen in [120] zu dem Schluss, dass Oberflächeneffekte beim ultraschallüberlagerten Stauchen von Aluminium und Magnesium vernachlässigbar sind und identifizierten Volumeneffekte als dominierende Einflussgröße.

Ein theoretischer Ansatz zur Beschreibung der makroskopisch detektierbaren Reibungsreduzierung in Ultraschallanwendungen wurde von Storck et al. [121] entwickelt. Sie wiesen nach, dass sich das Coulomb'sche Reibgesetz für Anregungen in der Bewegungsebene gut zur Beschreibung der registrierten Effekte eignet, sofern die vorliegenden kinematischen Bedingungen berücksichtigt werden. Das entwickelte analytische Modell zeigte für die beiden Grenzfälle, Schwingungsorientierung parallel bzw. orthogonal zur Bewegungsrichtung, eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Versuchen. Die vielfach angewendete Praxis, schwingungsbasierte Reibungsveränderungen durch Anpassung der Reibzahl umzusetzen, stellten sie daraufhin grundsätzlich in Frage. Demzufolge ist nicht die Änderung der Reibzahl, sondern der kinematischen Bedingungen für tribologische Veränderungen verantwortlich. Die genaue Arbeitsweise des Reibmodells wird von Popov ausführlich in [122] erläutert. Für Anregungen senkrecht zur Kontaktfläche wurde die Reibungskinematik von Teidelt et al. [123] analytisch modelliert. Die experimentelle Überprüfung mittels Stift-Scheibe-Tribometer zeigte ebenfalls eine gute Übereinstimmung und belegte erneut die höhere Reibungsreduzierung durch Ultraschallschwingungen bei geringen Geschwindigkeiten.

Die teils widersprüchlichen Erkenntnisse hinsichtlich des Reibungseinflusses beim ultraschallunterstützten Umformen sind voraussichtlich auf die starken Unterschiede bei der Art der analysierten Prozesse und der Schwingungsorientierung zurückzuführen. Bei reibungsintensiven Prozessen, wie dem Drahtziehen, wurde mehrfach eine deutliche Reibkraftreduzierung nachgewiesen. Bei Stauchversuchen ist hingegen davon auszugehen, dass die Reibung eine untergeordnete Rolle spielt. Yao et al. [85] schlossen die Reibung daher als relevanten Mechanismus der schwingungsbedingten Kraftreduzierung bei Stauchversuchen komplett aus. Sie belegten dies analytisch durch Berechnung der reibungsinduzierten Spannungen σ_μ während des Stauchens:

$$\sigma_\mu = \frac{d_0 \mu \sigma}{3 h_0 + d_0 \mu} \quad \text{Gl. 11}$$

Dabei sind d_0 und h_0 der Durchmesser und die Höhe der Probe im Ausgangszustand, μ die Reibzahl und σ die Gesamtspannung in der Probe. Nimmt man eine beim Kaltstauchen typische Reibzahl von 0,1 [124] und ein Höhe/Durchmesser-Verhältnis von 1 an, wird der geringe Anteil der reibungsinduzierten Spannung an der Gesamtspannung von unter 4 % deutlich.

2.3.4 Messung hochfrequent oszillierender Kräfte

Studien zur ultraschallunterstützten Umformung beinhalten meist eine Prozesskraftanalyse, um darüber Aussagen über schwingungsbedingte Einflüsse treffen zu können. Obwohl die Kraft ein wesentliches Bewertungskriterium darstellt, haben sich nur wenige Untersuchungen kritisch mit dieser Messgröße auseinandergesetzt. Wie bereits erläutert, konnte aufgrund eingeschränkter Messmöglichkeiten lange Zeit nur die mittlere Prozesskraft ermittelt werden, die keinerlei Aussage über die oszillierenden Kräfte zulässt. Anfang dieses Jahrhunderts erkannten Daud et al. [119] diesen Mangel und verwendeten fortan piezobasierte Sensorik anstelle von Kraftmessdosen (KMD), die mit Dehnungsmessstreifen (DMS) arbeiten. Bedingt durch den Piezoelektrischen-Effekt weisen diese nahezu keine Trägheit auf und können somit, in Verbindung mit hohen Abtastraten, auch hochfrequente Kraftoszillationen detektieren.

Die präzise dynamische Kalibrierung von Kraftsensoren ist ein komplexer Vorgang und nach wie vor Gegenstand der Forschung. Erforderlich ist die Kalibrierung aufgrund von veränderlichen Messbedingungen, die bei dynamischen Vorgängen von den Systemeigenschaften, wie bewegten Massen, Eigenfrequenzen sowie Strukturdämpfung und -steifigkeit abhängen. Daraus resultiert ein frequenzabhängiges Verhalten von Kraftsensoren. Anfang der 1990er Jahre wurden von Kümme et al. [125] und Lauer [126] grundlegende Methoden entwickelt, um DMS- und piezobasierte Kraftsensoren mittels Interferometrie zu kalibrieren. Weiterentwicklungen im Bereich der Kalibriermesstechnik ermöglichten die kontinuierliche Anpassung und Verbesserung dieser Methoden. Schlegel et al. [127] entwickelten ein Verfahren zur Kalibrierung sinusförmiger Kraftmessungen mithilfe von Laserscanning-Vibrometern und triaxialen Beschleunigungsaufnehmern. Die Anregung der Systeme mit definierter Frequenz erfolgt während der Kalibriervorgänge meist mittels Shakern, die allerdings nur eingeschränkt für höhere Frequenzbereiche verfügbar sind. Fujii [128] schlug daher eine alternative Methode vor, bei der die Anregung durch einen mittels Impulshammer erzeugten Kraftimpuls über ein breites Frequenzspektrum erzeugt wird. Die Detektion der Systemantwort erfolgt hierbei ebenfalls durch Interferometrie. Unabhängig von der verwendeten Methode ist das primäre Ziel der dynamischen Kalibrierung, die Antwort eines Systems auf eine bekannte Eingangsgröße zu messen, um dessen Übertragungsverhalten in Abhängigkeit der Frequenz zu bestimmen. Dieses wird dann mittels Übertragungsfunktion $H(f)$, dem Verhältnis aus Eingangs- und Ausgangssignal, mathematisch

beschrieben. Bei dynamischen Kraftmessungen erfolgt die Kalibrierung durch Berücksichtigung von $H(f)$ während oder nach einem Messvorgang.

Zum aktuellen Zeitpunkt sind keine Untersuchungen zur ultraschallunterstützten Umformung bekannt, in denen eine dynamische Kalibrierung der durchgeführten Kraftmessungen erwähnt wurde. Es ist daher unklar, ob diese tatsächlich erfolgt ist. Sollte dies nicht der Fall sein, müssen bisher gewonnene Erkenntnisse, welche die maximalen und minimalen oszillatorischen Kräfte betreffen kritisch überprüft werden. Widersprüche hinsichtlich der Einflüsse und der beteiligten Mechanismen beim ultraschallüberlagerten Umformen sind möglicherweise zum Teil durch unkalibrierte Kraftmessungen erklärbar. In diesem Zusammenhang ist jedoch anzumerken, dass die mittlere Prozesskraft unabhängig von der dynamischen Kalibrierung ist und in jedem Fall korrekt gemessen wird, sofern eine statische Kalibrierung erfolgt.

2.3.5 Formänderungsgrenzen unter Schwingungseinfluss

Die Erweiterung der Umformgrenzen ist ein häufig genannter Vorteil der schwingungsüberlagerten Umformung [56]. In [129] konnten Ashida et al. beispielsweise die Rissbildung beim Tiefziehen durch Anwendung der Ultraschallunterstützung vermeiden. Witthauer et al. [70] untersuchten den Einfluss einer Ultraschallüberlagerung beim Stanzen von Aluminiumblechen. Die Ergebnisse weisen auf einen sinkenden Bruchanteil an den Schnittkanten bei zunehmender Schwingungsamplitude hin, wobei eine starke Abhängigkeit von der Schneidgeschwindigkeit auftritt. Der Einsatz von Ultraschall kann den Trennvorgang somit positiv beeinflussen, was auf eine schwingungsbedingt erhöhte Werkstoffplastizität vor Erreichen des Bruchzeitpunkts zurückgeführt wurde. Aziz et al. [130] stellten bei Zugversuchen mit Magnesium hingegen ein verfrühtes Bruchversagen bei Schwingungsüberlagerung fest.

Eine gezielte Untersuchung des Einflusses von Ultraschall auf das Werkstoffversagen bei Umformprozessen hat bislang kaum stattgefunden. Im Rahmen des Sonderforschungsbereichs SFB 543 [131], der sich mit dem ultraschallbeeinflussten Umformen metallischer Werkstoffe befasst hat, erfolgten Torsionsversuche mit und ohne Ultraschallunterstützung an verschiedenen Stahl-, Aluminium-, Titan- und Kupferwerkstoffen. Dabei zeigte sich ein stark materialabhängiger Einfluss der Schwingungsüberlagerung auf das Werkstoffversagen. Für Stahl St37 konnte die Hauptformänderung bei Bruchbeginn durch Ultraschall beispielsweise von 0,67 auf 0,80 erweitert werden. Bei der Aluminiumlegierung AlMgSi1 kam es

hingegen bei identischen Bedingungen zu einer Verringerung von 0,70 auf 0,64. Des Weiteren weisen die Ergebnisse darauf hin, dass bei hochfesten Werkstoffen tendenziell keine verbesserte Umformbarkeit durch mechanische Schwingungen erzielt wird. Untersuchungen von Nerubai [91] zum Einfluss von Vibrationen im Ultraschallbereich bei Zug- und Druckversuchen mit hochfesten Stählen und Titanlegierungen unterstützen dies. Neben einer Reduzierung der benötigten Umformkraft wurde hierbei festgestellt, dass eine werkstoffabhängige Verringerung der maximal erreichbaren Formänderung auftritt. Dies führte Nerubai auf die Zerstörung von Kristallstrukturen im Werkstoff zurück. In [52] wurde der Einfluss der Schwingungsamplitude auf das Formänderungsvermögen bei Zugversuchen mit 15 kHz Ultraschallunterstützung an der Magnesiumlegierung AZ-31 untersucht. Bei geringen Amplituden bis zu $1,5 \mu\text{m}$ führte der Ultraschalleinsatz dabei zu einer Erhöhung des Formänderungsvermögens. Bei $2,7 \mu\text{m}$ Amplitude trat jedoch bereits eine deutliche Reduzierung auf. Bisher ist nicht geklärt, welche Mechanismen zu einer Reduzierung bzw. Erweiterung des Formänderungsvermögens bei Ultraschallunterstützung führen und welchen Einfluss die Prozessparameter dabei haben.

2.4 Numerische Abbildung schwingungsüberlagerter Umformprozesse

Numerische Analysen erfolgen im Bereich der Umformtechnik meist mittels der Finiten Elemente Methode (FEM). Grundprinzip dabei ist die Zerlegung einer Struktur in eine endliche Anzahl kleiner Elemente, sodass dessen physikalisches Verhalten berechenbar wird [132]. Mithilfe validierter FE-Modelle sind beispielsweise Aussagen über experimentell nicht messbare Größen, wie mehrachsige Spannungs- und Dehnungszustände, möglich. Die Modellvalidierung erfolgt in der Umformtechnik meist durch den Vergleich mit experimentell ermitteltem Kraft-Weg-Verlauf und resultierender Bauteilgeometrie [133].

Bisherige Ansätze zur simulativen Nachbildung des Prozessverhaltens bei schwingungsüberlagerten Umformvorgängen konzentrieren sich meist auf die Anpassung von Reibzahl, Fließkurve oder beidem, ohne dabei die Schwingung exakt abzubilden. Liu et al. [89] konnten beispielsweise das Fließverhalten während des ultraschallunterstützten Anstauchens einer Kupferspitze lediglich durch Änderung der Reibzahl simulativ reproduzieren. In ähnlicher Weise wurde in einer Folgeuntersuchung [134] eine verbesserte Abbildegenauigkeit durch Anpassung des sinusförmig

variierenden Kontaktdrucks bei konstanter Reibzahl erzielt. Daud et al. [99] haben Zug- und Druckversuche an Aluminiumproben mit überlagerten longitudinalen Ultraschallschwingungen nachsimuliert. Hohe Übereinstimmung mit experimentellen Kraft- und Geometriewerten erzielten sie durch gleichzeitige Anpassung der Reibzahl und der verwendeten Fließkurve. Letztere wurde dabei über die mittlere Prozesskraft berechnet. In einer weiteren Studie [135] bildeten Daud et al. das Prozessverhalten beim ultraschallunterstützten Stauchen mit radial schwingender Stauchbahn simulativ nach. Hier konnte eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Kraft-Weg-Verläufen alleine durch Reduzierung der Reibzahl während der Schwingungsphasen erzielt werden.

Eine detaillierte Untersuchung der Schwingungscharakteristik ist durch Einsatz transienter Simulationen möglich, die auch die Prozessrandbedingungen und Entfestigungseffekte präzise berücksichtigen. Hierzu müssen auftretende Spannungsänderungen mittels geeigneter Modelle mathematisch beschrieben werden. Tanibayashi [136] formulierte beispielsweise ein Modell, das in der Lage ist, innere Spannungen auch für große Wechsellspannungsamplituden korrekt abzubilden. Eine umfangreiche numerische Studie zum axialen ultraschallunterstützten Stauchen mit 20,8 kHz, in der die akustische Entfestigung über Gl. 10 integriert wurde, führte Aziz in [137] durch. Die Reibzahl während Schwingungsphasen wurde darin basierend auf den Erfahrungen von Rozner [118] um 40 % reduziert. Durch diese Maßnahmen zeigte sich in transienten Simulationsläufen mit 5 μm , 10 μm , 15 μm und 20 μm Schwingungsamplitude sowohl für Aluminium als auch Magnesium eine hohe Übereinstimmung mit experimentellen Kraft-Weg-Verläufen. Auch Khan et al. [138] entwickelten ein einfaches analytisches Modell für schwingungsüberlagerte Stauchversuche. Hiermit konnten sie einen starken Einfluss der Relativgeschwindigkeit auf die Kraftreduzierung nachweisen. Zudem stellten sie fest, dass dehnratenabhängige Werkstoffe ein höheres Kraftreduzierungspotenzial aufweisen, als dehnratenunabhängige. Ein Vergleich mit experimentellen Ergebnissen verdeutlichte jedoch, dass das Modell nicht für hohe Frequenzbereiche geeignet ist. Des Weiteren wurden Reibungsaspekte vollständig vernachlässigt. Thermische Einflüsse blieben beim überwiegenden Anteil der bisherigen Modellierungsansätze unberücksichtigt.

Eine Methode zur physikalischen Modellierung der Probenerwärmung bei zyklischer Belastung ist die von Lubliner formulierte generalisierte Plastizitätstheorie (engl.: Generalized Plasticity Theory) [139]. Damit ist es möglich, die verfrühte Plastifizierung eines Werkstoffs bei erneuter

Belastung, nach elastischer Entlastung aus dem plastischen Bereich, zu beschreiben [140]. Während jedes Lastzyklus wird dabei Energie dissipiert [141], wodurch eine schwingungsbedingte Probenerwärmung umgesetzt werden kann. Ein Materialmodell, das die Anwendung dieser Theorie auf schwingungsüberlagerte Umformvorgänge ermöglicht, wurde kürzlich von der Fa. MATFEM entwickelt [142].

2.5 Zusammenfassende Bewertung

Bereits seit über 60 Jahren untersuchen Forscher in wissenschaftlichen und industrienahen Studien die Überlagerung linearer Umformbewegungen mit hochfrequenten Schwingungen. Dabei konnten ein grundsätzliches Verständnis der Prozesscharakteristik und des Einflusses verschiedener Prozessgrößen, wie der Schwingungsamplitude und der -frequenz, auf das Phänomen der schwingungsbedingten Kraft- bzw. Fließspannungsreduzierung erarbeitet werden. Ein Großteil der Studien identifizierte die Schwingungsamplitude als dominierende Einflussgröße. Hinsichtlich der Mechanismen, die zur Kraftreduzierung während des Ultraschallbetriebs führen, besteht jedoch nach wie vor Uneinigkeit.

Existierende Erklärungsansätze umfassen das rein mechanische Prinzip der Spannungsüberlagerung sowie thermische, werkstoffseitige und tribologische Einflüsse. Das Spannungsüberlagerungsprinzip ist weitestgehend erforscht. Mehrfach wurde nachgewiesen, dass dieses kaum alleine für die Kraftreduzierung verantwortlich sein kann. Um dessen Anteil an der Gesamtkraftreduzierung zu bestimmen, ist die exakte Erfassung der maximalen oszillatorischen Kräfte erforderlich. Aufgrund von messtechnischen Herausforderungen, z. B. bei der dynamischen Kalibrierung von Kraftsensoren, ist eine solche Abgrenzung bislang nicht vollständig erfolgt. Bezüglich des thermischen Einflusses beim ultraschallüberlagerten Umformen liegen widersprüchliche Erkenntnisse vor. Während manche Untersuchungen eine deutliche Probenerwärmung bei Ultraschallbetrieb nachwiesen, konnten andere keinerlei Temperaturanstieg dokumentieren. In Vergleichsversuchen ohne Ultraschallüberlagerung bei konstant erhöhter Temperatur wurden teilweise ähnliche Kraftreduzierungen erzielt, wie bei Schwingungsüberlagerung. Jedoch steht eine exakte Einflussanalyse unter Berücksichtigung reell auftretender Erwärmungskurven noch aus. Werkstoffseitige Einflüsse blieben lange Zeit vollständig unberücksichtigt. Ausschlaggebend dafür ist die weitverbreitete Annahme, dass sich die momentane Werkstoffentfestigung nach Wegnahme der Schwingung vollständig zurückbildet. Inzwischen wurde allerdings nachgewiesen, dass

auch anhaltende mikrostrukturelle Veränderungen, wie eine Erhöhung der Versetzungsdichte und eine verstärkte Subkornbildung, auftreten können. Da die in diesem Zusammenhang erfolgten EBSD-Analysen aufgrund des hohen Messaufwands meist nur stichprobenartig und für kleine Probenausschnitte durchgeführt wurden, ist deren statistische Aussagekraft bisher stark begrenzt. Zudem fanden solche Analysen bislang nur mit einer geringen Auswahl an Werkstoffen statt. Hinsichtlich der tribologischen Einflüsse liegen ebenfalls widersprüchliche Erkenntnisse vor. Prozessabhängig konnte hier sowohl ein erheblicher als auch ein vernachlässigbarer Einfluss ermittelt werden. Bei Stauchversuchen geht man meist von einer unbedeutenden Einflussnahme aus.

Forschungsbedarf besteht hinsichtlich einer ganzheitlichen Analyse der Prozesseinflüsse und der beteiligten Mechanismen. So ist bisher nicht geklärt, inwieweit diese miteinander verknüpft sind und zusammenwirken. Ansätze zur systematischen Separation einzelner Mechanismen sind nicht bekannt. Zurückliegende Untersuchungen wurden mit stark variierenden Werkstoffen, Prozessparametern und Prüfaufbauten durchgeführt. Zudem standen jeweils nur Teilaspekte im Fokus. Ein Vergleich der Ergebnisse aus unterschiedlichen Analysen und die Ableitung von Zusammenhängen sind daher kaum möglich. Der überwiegende Anteil der Studien konzentrierte sich auf weiche Werkstoffe, vor allem Aluminium, während hochfeste Werkstoffe nur selten untersucht wurden. Eine Aussage zur Übertragbarkeit der gewonnenen Erkenntnisse für weiche Werkstoffe auf hochfeste Werkstoffe ist nicht ohne Weiteres möglich. Bezüglich der Prozessparameter wurde zum Teil mit stark unterschiedlichen Schwingfrequenzen, -amplituden und -richtungen gearbeitet. Für die jeweiligen Parameterbereiche wurden wichtige und grundsätzlich auch vergleichbare Erkenntnisse gewonnen. Meist bleibt allerdings unklar, ob die prozess- und messtechnischen Rahmenbedingungen den Vergleich zwischen einzelnen Studien zulassen. Schwingende Werkzeugsysteme weisen bedingt durch die Vielzahl an Einflussfaktoren, wie dem Eigenschwingungsverhalten des Systems und seiner Teilkomponenten, ein stark unterschiedliches Einsatzverhalten auf. Werden nicht alle relevanten Randbedingungen, beispielsweise die Schwingbewegung der Systemkomponenten und der Kontaktzustand zwischen Werkzeug und Probe, erfasst, ist die Vergleichbarkeit nicht überprüfbar. Hinzu kommt, dass bereits verschiedenartige Umformprozesse mit stark differierender Komplexität und Prozessführung zur Ursachenanalyse herangezogen wurden. Es ist naheliegend, dass ein Vergleich der identifizierten Mecha-

nismen beim reibungsdominierten Drahtziehen mit denen beim kaum reibungsbeeinflussten Stauchen wenig sinnvoll ist.

In mehreren Studien beobachteten Forscher veränderte Kontaktzustände zwischen Werkzeug und Probe, die aufgrund der stark variierenden Relativgeschwindigkeit bei Schwingungsüberlagerung vorkommen können. Begründet wurde der Wechsel von permanentem Kontakt zu zyklischem Abheben bislang allerdings nur theoretisch. Gezielte Messungen fanden nicht statt. Da in der Praxis Effekte, wie die elastische Rückfederung und die phasenverschobene Schwingung einzelner Werkzeugkomponenten, auftreten, liefern theoretische Überlegungen hier nur einen groben Anhaltspunkt. Es ist nicht auszuschließen, dass widersprüchliche Ergebnisse aus zurückliegenden Untersuchungen teilweise auf unerkannte Wechsel im Kontaktverhalten zurückzuführen sind. Eine detaillierte quantitative Analyse des Prozessverhaltens beim schwingungsüberlagerten Umformen mit wechselndem Kontaktzustand steht noch aus.

Auch hinsichtlich des Einflusses überlagerter Schwingungen auf die Formänderungsgrenzen metallischer Werkstoffe besteht noch Unklarheit. Obwohl in Wissenschaft und Industrie meist pauschal von einer schwingungsbedingten Erweiterung ausgegangen wird, fanden diesbezüglich kaum Untersuchungen statt. In den wenigen existierenden, meist stark prozessorientierten Studien wurden zudem gegensätzliche Effekte beobachtet.

3 Zielsetzung und methodische Vorgehensweise

Vor dem Hintergrund des stetig zunehmenden Einsatzes hochfester Werkstoffe in der Automobil- und Transportindustrie bietet die mechanische Schwingungsüberlagerung großes Potenzial hinsichtlich einer Prozesskraftreduzierung. Ein wesentliches Hemmnis für die breite industrielle Anwendung der Technologie stellt jedoch das mangelnde detaillierte Prozessverständnis dar [59]. Wie in Abschnitt 2.5 beschrieben, bestehen Forschungslücken insbesondere bezüglich der ganzheitlich ausgerichteten Identifikation von Prozesseinflüssen, der Analyse zugrundeliegender Wirkmechanismen und der Untersuchung des Schwingungseinflusses auf die Umformgrenzen. Die übergeordnete Zielsetzung dieser Arbeit ist es, durch die grundlegende Untersuchung des Prozess- und Werkstoffverhaltens beim ultraschallüberlagerten Umformen metallischer Werkstoffe einen Beitrag zur Schließung dieser Lücken zu leisten. Folgende Arbeitsfelder stehen dabei im Fokus:

- Erarbeitung eines ganzheitlichen Prozessverständnisses für das ultraschallunterstützte Stauchen und Identifikation relevanter Prozesseinflüsse (Kapitel 6)
- Analyse der an der schwingungsbedingten Kraftreduzierung beteiligten Wirkmechanismen auf Basis bestehender Erklärungsansätze (Kapitel 7)
- Grundlegende Untersuchung des Einflusses mechanischer Ultraschallschwingungen auf die Formänderungsgrenzen der Werkstoffe (Kapitel 8)

Die zur Zielerreichung gewählte Lösungsmethodik ist in Bild 3 veranschaulicht. Zunächst erfolgt die Konzeptionierung, Umsetzung und Qualifizierung eines Prüfstands, der die ganzheitliche Untersuchung des ultraschallüberlagerten Stauchprozesses ermöglicht. Neben der Integration des Schwingensystems stehen dabei vor allem die Entwicklung und Implementierung geeigneter Messstrategien im Mittelpunkt. Angestrebt wird die zuverlässige in situ Erfassung bzw. Überwachung sämtlicher relevanter Prozessgrößen und Randbedingungen. Dazu zählen die Prozesskraft, der Kontaktzustand zwischen Werkzeug und Probe sowie die genauen Schwingbewegungen einzelner Werkzeugkomponenten. Zudem werden Methoden für statistisch aussagekräftige Gefügeanalysen am Probenmaterial adaptiert.

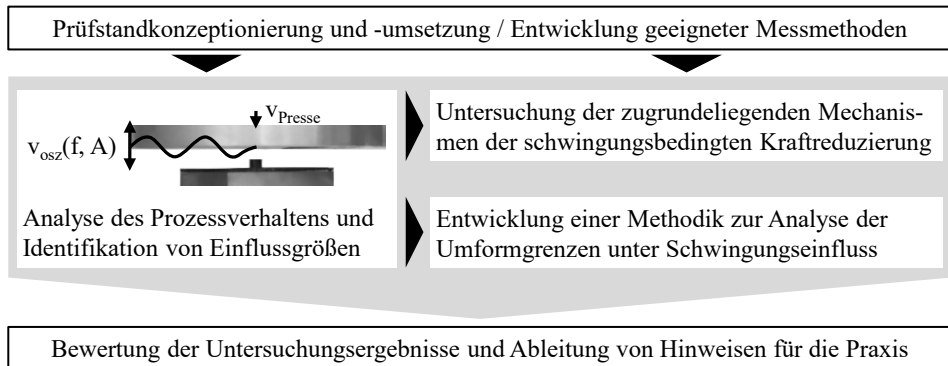


Bild 3: Methodische Vorgehensweise

Im Rahmen dieser Arbeit werden vier vergleichsweise unterschiedliche Werkstoffe untersucht, um überprüfen zu können, ob gewonnene Erkenntnisse auf verschiedene Werkstoffklassen übertragbar sind. Zwei Werkstoffe, der martensitische Edelstahl X17CrNi16-2 und die Aluminiumgusslegierung AC-43400, sind als schwer umformbar einzustufen. Die beiden übrigen, der Baustahl S235JR und die Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6, gelten als gut umformbar. Als Grundlage für die nachfolgenden Untersuchungen wird vor den Experimenten mit Schwingungsüberlagerung das belastungs- und temperaturabhängige Umformverhalten der Versuchswerkstoffe anhand gängiger Charakterisierungsverfahren bestimmt.

Mithilfe des entwickelten Prüfstands erfolgt dann die umfassende Untersuchung des Prozessverhaltens beim ultraschallüberlagerten Stauchen unter Variation der Prozessparameter Schwingfrequenz, Schwingungsamplitude und Pressenvorschub. Basierend auf der Analyse von Prozesskraft, Probenerwärmung, Kontaktverhalten und Gefügeveränderungen wird ein erweitertes Prozessverständnis für das ultraschallunterstützte Stauchen generiert. Intention dabei ist die Identifikation relevanter Prozessparameter und ihrer Wirkungsweise. Zur Prozesskraftanalyse wird ausschließlich die maximale oszillatorische Kraft herangezogen, da diese aussagekräftige Rückschlüsse auf die Bauteil- und Werkzeugbelastung gestatten.

Nach Abschluss der Prozessanalyse werden zugrundeliegende Mechanismen, die bei Ultraschallunterstützung zu einer temporären Kraftreduzierung führen, systematisch identifiziert. Methodisch erfolgt dies im Ausschlussverfahren, wobei jeweils der anteilmäßige Einfluss der aus der Literatur bekannten mechanischen, thermischen, werkstoffseitigen und tribologischen Erklärungsansätze beurteilt wird. Um deren Einflussnahme

bewerten und nach Möglichkeit separieren zu können, werden Vergleichsexperimente ohne Schwingungsüberlagerung, simulative Untersuchungen und metallografische Analysen durchgeführt.

Weiterhin erfolgt die Entwicklung eines neuen experimentellen Ansatzes, der erstmals die methodische Überprüfung des Schwingungseinflusses auf die Formänderungsgrenzen metallischer Werkstoffe unter homogener Scherbeanspruchung gestattet. Durch Anwendung dieses Ansatzes soll geklärt werden, ob die Ultraschallüberlagerung eine Erweiterung oder Verringerung der Umformgrenzen bewirkt und welche Mechanismen hieran beteiligt sind.

Abschließend werden die wissenschaftlichen Untersuchungsergebnisse zusammenfassend bewertet und aus industrieller Perspektive beurteilt. Im Fokus steht dabei die Einschätzung möglicher Potenziale und Herausforderungen, die bei einer Anwendung der Technologie im industriellen Umfeld zu erwarten sind.

4 Werkstoffe, Versuchs-, Mess- und Simulationmethoden

4.1 Versuchswerkstoffe

Bei den nachfolgenden Untersuchungen zum schwingungsüberlagerten Umformen kommen die beiden Stahlwerkstoffe X17CrNi6-2 und S235JR sowie die beiden Aluminiumlegierungen AW-6082 und AC-43400 zum Einsatz. Um Störeinflüsse durch Chargenschwankungen auszuschließen, steht für jeden Versuchswerkstoff ausreichend Rohmaterial aus einer Werkstoffcharge zur Verfügung. Bei dem Edelstahl X17CrNi6-2 handelt es sich um Stangenmaterial mit 51,5 mm Durchmesser, bei den übrigen Werkstoffen um Stangenmaterial mit 30,0 mm Durchmesser. Im Folgenden wird ein Überblick über die wesentlichen Eigenschaften der Versuchswerkstoffe gegeben, wobei neben den mechanischen und thermischen Kennwerten auch auf die chemische Zusammensetzung und die Gefügezusammensetzung eingegangen wird. Anhand der in Bild 4 gegenübergestellten Gefügeaufnahmen wird bereits deutlich, dass es sich um vier stark unterschiedliche Werkstoffe handelt.

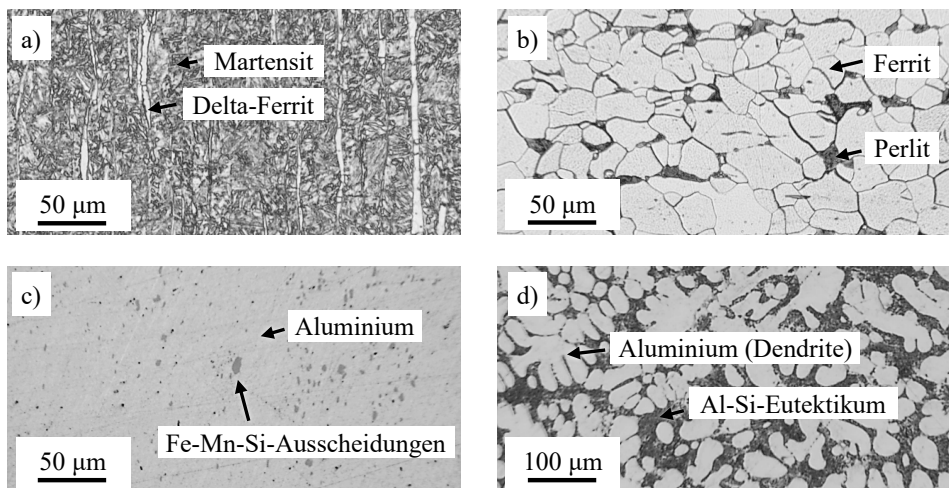


Bild 4: Gefügeaufnahmen: a) X17CrNi6-2; b) S235JR; c) AW-6082; d) AC-43400

Martensitischer Edelstahl X17CrNi6-2

Die verwendete Charge des Edelstahls X17CrNi6-2 wurde von der Deutsche Edelstahlwerke GmbH bezogen und weist gemäß Prüfzeugnis [143]

eine Streckgrenze von 700 MPa und eine Zugfestigkeit von 920 MPa auf. Bedingt durch die verhältnismäßig hohe Festigkeit wird der Werkstoff im industriellen Umfeld gewöhnlich bei stark beanspruchten Maschinenteilen, wie Wellen und Turbinenschaufeln, eingesetzt. Die Dichte und der Elastizitätsmodul werden vom Hersteller mit 7 g/cm^3 bzw. 215 GPa angegeben, die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität bei Raumtemperatur mit 25 W/(mK) bzw. 460 J/(kgK) [144]. Aufgrund des hohen Chrom- und Nickelgehalts von 16 % bzw. 2 % (siehe Tabelle 1) verfügt X17CrNi16-2 zudem über eine gute Korrosionsbeständigkeit. Kritisch wirkt sich der hohe Chromgehalt im Temperaturbereich zwischen 450 °C und 550 °C aus, da sich hier infolge der 475 °C -Ver sprodung eine reduzierte Zähigkeit einstellt [145].

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung X17CrNi16-2 nach [143]

Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Co	Cu
Masseanteil in %	0,13	0,39	0,59	0,02	0,00	16,06	0,09	2,01	0,04	0,10

Das Gefüge der Werkstoffcharge im Anlieferungszustand ist exemplarisch in Bild 4a dargestellt. Überwiegend besteht dieses aus einer martensitischen Matrix, die von langgezogenem δ -Ferrit durchsetzt ist. Die δ -Ferrit-Zonen sind entlang der Längsachse der Rundstäbe und somit in Stranggussrichtung orientiert.

Baustahl S235JR

Bei dem Baustahl S235JR handelt es sich um einen kohlenstoffarmen, niedrig legierten Stahlwerkstoff (siehe Tabelle 2), der aufgrund seiner guten Schweißseignung häufig in Niet- und Schweißkonstruktionen verarbeitet wird [146]. Aus fertigungstechnischer Sicht unvorteilhaft ist die verhältnismäßig starke Korrosionsanfälligkeit des Werkstoffs [146]. Die im Rahmen dieser Untersuchung verwendete Charge wurde von der Marienhütte Stahl- und Walzwerk Ges.m.b.H. im Warmwalzverfahren hergestellt und verfügt laut Prüfzeugnis [147] über eine Streckgrenze von 339 MPa und eine Zugfestigkeit von 438 MPa. Dichte und Elastizitätsmodul des Werkstoffs liegen im für Stahlwerkstoffe typischen Bereich von etwa $7,85 \text{ g/cm}^3$ bzw. 210 GPa [148]. Die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur betragen 45 W/(mK) und 460 J/(kgK) [149]. Bedingt durch die moderate Festigkeit, bei vergleichsweise guter Duktilität gilt S235JR als gut umformbar.

Tabelle 2: Chemische Zusammensetzung S235JR nach [147]

Element	C	Si	Mn	P	S	N	Cu
Masseanteil in %	0,09	0,18	0,60	0,02	0,04	< 0,01	0,32

Das Gefüge von S235JR ist nahezu ausschließlich aus Ferrit- und Perlitkörnern (siehe Bild 4b) zusammengesetzt, die im Ausgangszustand eine verhältnismäßig runde Form aufweisen. Da die Körner und die Korngrenzen nach der ätztechnischen Behandlung deutlich erkennbar sind, eignet sich dieser Werkstoff gut für metallografische Analysen.

Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6

Weiterhin wird eine von der Aleris Extruded Products Germany GmbH mittels Stranggussverfahren hergestellte Charge der Aluminiumknetlegierung AW-6082 im lösungsgeglühten und warmausgelagerten Zustand T6 verwendet. Die Aushärtbarkeit dieser Legierung wird durch Kombination der Legierungsbestandteile Silizium und Magnesium (siehe Tabelle 3) ermöglicht [150]. Der Lösungsglühvorgang findet dabei im Temperaturbereich zwischen 525 °C und 540 °C statt, die Warmauslagerung bei etwa 155 °C bis 190 °C [150]. Infolge der Ausscheidungshärtung weist der Werkstoff im T6-Zustand mit einer Streckgrenze von 340 MPa und einer Zugfestigkeit von 359 MPa eine für Aluminiumwerkstoffe vergleichsweise hohe Festigkeit auf [151]. Diese Legierung gilt daher als vielfältig anwendbarer Konstruktionswerkstoff für höhere Beanspruchungen und wird häufig im Maschinen- und Fahrzeugbau eingesetzt [152]. Trotz der erhöhten Festigkeit wird der Werkstoff als gut umformbar eingestuft [152]. Als Richtwerte für die Dichte und den Elastizitätsmodul werden von Herstellerseite 2,7 g/cm³ bzw. 70 GPa angegeben [153]. Wie für Aluminiumwerkstoffe üblich, besitzt AW-6082 somit bei identischem Volumen lediglich ein Drittel der Masse eines Stahlwerkstoffs. Die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität des Werkstoffs bei Raumtemperatur liegen bei 170 W/(mK) bis 220 W/(mK) bzw. 896 J/(kgK) [154].

Tabelle 3: Chemische Zusammensetzung AW-6082 T6 nach [151]

Element	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Pb	Ti
Masseanteil in %	0,75	0,21	0,03	0,44	0,63	0,02	0,02	0,00	0,02

Die Gefügezusammensetzung der AW-6082-Charge im Anlieferungszustand ist in Bild 4c abgebildet. Deutlich erkennbar sind verhältnismäßig grobe Ausscheidungen, die in eine Aluminiummatrix eingebettet sind.

Mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie (engl.: Energy Dispersive X-ray Spectroscopy – EDX) in Kombination mit einem Zeiss Merlin-Gemini 2 Rasterelektronenmikroskop wurde nachgewiesen, dass diese Ausscheidungen überwiegend Eisen, Mangan und Silizium enthalten (siehe Bild 5).

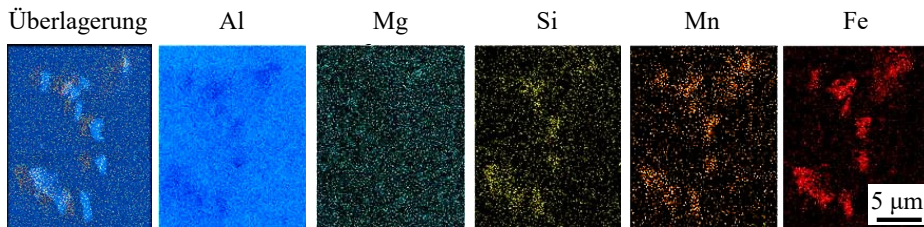


Bild 5: EDX-Analyse von AW-6082 T6 im Ausgangszustand

Zudem wird deutlich, dass Magnesium gleichmäßig verteilt im Gefüge vorliegt. Außerhalb der Fe-Mn-Si-Ausscheidungen gilt dies auch für Silizium. Zusätzlich zu den groben Fe-Mn-Si-Ausscheidungen treten somit auch feine magnesium- und siliziumhaltige Ausscheidungen mit Dimensionen im Sub- μm -Bereich auf. Diese sind maßgeblich für die Festigkeitssteigerung bei AlMgSi-Legierungen verantwortlich [155]. Die bei AW-6082 auftretenden Ausscheidungen und temperaturabhängigen Umwandlungsvorgänge sind ausführlich in [156] und [157] beschrieben.

Aluminiumgusslegierung AC-43400

Als weiterer Aluminiumwerkstoff werden von der Aage GmbH mittels Druckgussverfahren hergestellte Rohlinge der Gusslegierung AC-43400 eingesetzt. Mit etwa 10 % Massenanteil (siehe Tabelle 4) weist diese naheutektische AlSi-Legierung einen hohen Siliziumgehalt auf, der dem Werkstoff sehr gute Gusseigenschaften und eine erhöhte Festigkeit verleiht [158]. Streckgrenze und Zugfestigkeit liegen gemäß Herstellerangaben bei 140 MPa und 240 MPa [159]. Die Dichte und der Elastizitätsmodul des Werkstoffs liegen mit $2,68 \text{ g/cm}^3$ und 74 GPa in etwa auf dem Niveau der Knetlegierung AW-6082 [159]. Die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität bei Raumtemperatur betragen 140 W/(mK) bzw. 910 J/(kgK) [159]. Aus umformtechnischer Sicht ist der Werkstoff, bedingt durch eine vergleichsweise geringe Duktilität, als ungeeignet einzustufen [158]. Typisches Anwendungsgebiet in der Automobilindustrie sind komplexe dünnwandige Gussbauteile, wie Zylinderköpfe und Kurbelgehäuse [160].

Tabelle 4: Chemische Zusammensetzung AC-43400 nach [161]

Element	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Pb	Ti
Masseanteil in %	10,04	0,76	0,04	0,27	0,38	0,01	0,03	0,00	0,04

Das Gefüge der Gussrohlinge ist, wie in Bild 4d exemplarisch dargestellt, überwiegend von Aluminiumdendriten durchzogen, die in eine Aluminium-Silizium-Matrix eingebettet sind. Die EDX-Analyse eines charakteristischen Gefügeabschnitts (siehe Bild 6) belegt, dass in den Dendritenarmen nahezu ausschließlich Aluminium und ein sehr geringer Magnesiumanteil vorliegen. An den Dendriten lagern sich Agglomerate mit hohem Magnesium-Silizium-Anteil und teilweise erhöhter Eisenkonzentration an.

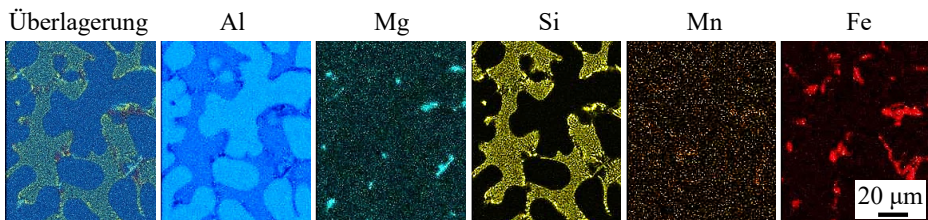


Bild 6: EDX-Analyse von AC-43400 im Ausgangszustand

4.2 Versuchsmethoden

4.2.1 Einachsiger Stauchversuch

Die Charakterisierung des Fließverhaltens unter einachsiger Druckbeanspruchung erfolgt mittels konventioneller Stauchversuche in Anlehnung an DIN 50106 [32]. Zur Versuchsdurchführung wird die in Bild 7 dargestellte elektromechanische Universalprüfmaschine Walter+Bai LFEM 300 verwendet. Diese ermöglicht Prüfgeschwindigkeiten zwischen 0,001 mm/min und 500 mm/min sowie eine maximale Prüfkraft von 300 kN. Zur Anlagensteuerung und Datenerfassung kommt die Prüfsoftware testXpert II der Fa. Zwick zum Einsatz. Das Verfahren der Maschinentransverse erfolgt lagegeregelt. Um auch hohen Druckbelastungen standzuhalten, werden Stauchbahnen aus gehärtetem Werkzeugstahl verwendet. Die zylindrischen Stauchproben mit 9 mm Höhe und 6 mm Durchmesser werden vor Versuchsbeginn im Zentrum der unteren Stauchbahn positioniert. Zudem wird eine dünne Folie aus Polytetrafluoräthylen (PTFE) in der Kontaktzone zwischen Probenstirnfläche und

Stauchbahn platziert, um Reibungseinflüsse während der Versuche zu minimieren. Die Messung der Prozesskraft erfolgt über einen in die Anlage integrierten Kraftaufnehmer. Zur Erfassung der Probendehnung wird das optische 3D-Dehnungsmesssystem GOM Aramis verwendet.

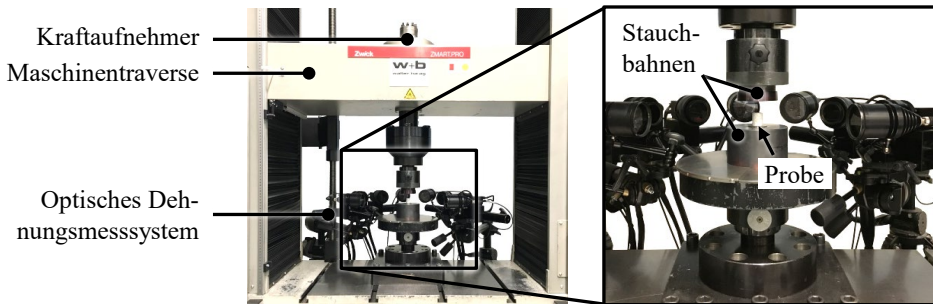


Bild 7: Prüfaufbau für einachsige Stauchversuche

Neben der konventionellen Werkstoffcharakterisierung unter einachsiger Druckbeanspruchung wird die Universalprüfmaschine LFEM 300 auch zur Aufnahme des im Rahmen der Untersuchung zu entwickelnden Werkzeugs für ultraschallunterstützte Umformversuche genutzt. Mit einem maximalen Bauraum von 1000 mm Breite, 500 mm Tiefe und 1780 mm Höhe bietet die Maschine hierzu ausreichende Möglichkeiten zur konstruktiven Umsetzung. Die flexible Werkzeuganbindung ist durch ein Adaptersystem an der Maschinentraverse und ein Nut-Feder-System im Maschinenbett gewährleistet. Aufgrund ihrer robusten Bauweise verfügt die Anlage über eine hohe Steifigkeit und Masse, was aus schwingungstechnischer Sicht als vorteilhaft einzustufen ist.

4.2.2 Einachsiger Stauchversuch bei erhöhter Temperatur

Zusätzlich zu den Stauchversuchen bei Raumtemperatur wird das Fließverhalten der Werkstoffe unter einachsiger Druckbelastung und erhöhten Temperaturen untersucht. Dazu kommen ein thermomechanischer Simulator Gleeble 3500 und ein Stauchwerkzeug ISO-T Anvils (siehe Bild 8) der Fa. Dynamic Systems Inc. zum Einsatz. Die Probenerwärmung erfolgt bei diesem Prüfaufbau konduktiv mit Heizraten bis zu 10000 K/s. Zur Temperaturmessung werden vor Versuchsbeginn Thermoelemente vom Typ K mittig an der Mantelfläche der Stauchproben angeschweißt. Im Temperaturbereich zwischen -40 °C und 1000 °C weisen diese nach DIN 60584-1 eine zulässige Grenzabweichung von $\pm 1,5\text{ °C}$ auf [162]. Weiterhin werden die Probenstirnflächen mit Thermoleitpaste vom Typ Thred Gard Nickel Anti-Seize und Tantalfolie präpariert, um die elektrische

Leitfähigkeit zwischen den Stauchbahnen und der Probe zu verbessern und Mikroverschweißungen auch bei hohen Temperaturen vorzubeugen. Die Probeneinspannung zwischen den beiden Hartmetallstauchbahnen erfolgt mit einer Vorkraft von 200 N. Über den Regelkreis der Anlage wird die Einstellung und Aufrechterhaltung einer festgelegten Prüftemperatur realisiert.

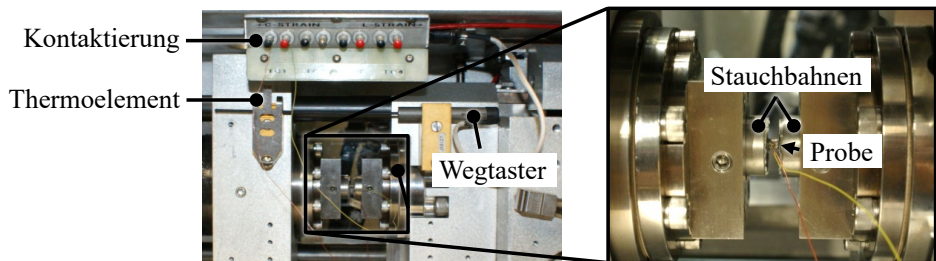


Bild 8: Prüfaufbau für einachsige Stauchversuche bei erhöhter Temperatur

In nachfolgender Untersuchung werden sowohl Experimente mit konstant erhöhter Probentemperatur als auch mit definierten Temperaturprofilen durchgeführt. Die Kraftmessung erfolgt mittels eines in die Anlage integrierten Kraftaufnehmers, der Messungen bis 100 kN ermöglicht. Zur Erfassung des Stauchwegs wird ein externer Wegtaster verwendet.

4.2.3 Zug- und Zug-Druck-Versuch

Die Ermittlung von Fließkurven und mechanischen Kennwerten unter einachsiger Zugbeanspruchung erfolgt in Anlehnung an DIN 6892-1 an einer Universalprüfmaschine Z100 der Zwick AG. Der Prüfaufbau inklusive des Werkzeugs für Zugversuche ist in Bild 9 dargestellt. Im Wesentlichen besteht dieses aus einem an der Maschinentraverse befestigten Oberwerkzeug und einem am Maschinenbett fixierten Unterwerkzeug. Zwischen den Werkzeughälften werden Zugproben in Form von Rundstäben eingespannt. Als Probengeometrie wird der kurze Proportionalstab nach DIN 6989-1 mit einer freien Länge von 20 mm und 4 mm Durchmesser im Prüfbereich verwendet.

Um auch bei hohen Zugkräften eine ausreichende Klemmkraft sicherzustellen, wird ein hydraulisches Spannsystem mit prismatisch geformten Spannbacken eingesetzt. Zur Messung der Zugkraft ist ein Kraftaufnehmer in die Prüfmaschine integriert. Die Erfassung der lokal auftretenden Formänderungen erfolgt über ein optisches Dehnungsmesssystem. Geprüft wird bis zum Probenbruch. Das Abbruchkriterium liegt bei 50 % Abfall der Maximalkraft.

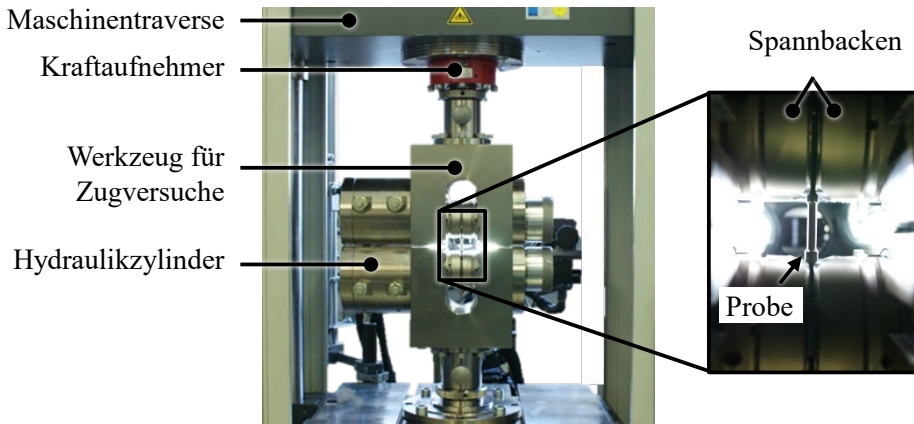


Bild 9: Prüfaufbau für einachsige Zugversuche

Neben der Verwendung für einachsige Zugversuche eignet sich der Prüfaufbau auch zur Durchführung von Experimenten mit wechselnder Zug-Druck-Belastung. Da bei der Druckbelastung stabförmiger Proben die Gefahr des Ausknickens besteht, wird hierbei mit einer reduzierten freien Länge von 6 mm gearbeitet. Diese wurde in Anlehnung an DIN 50106 gewählt, in der für Druckversuche mit metallischen Werkstoffen ein Verhältnis von Höhe zu Durchmesser zwischen 1 und 2 empfohlen wird. Um das potenzielle Auftreten einer kinematischen Verfestigung für alle Versuchswerkstoffe zu analysieren, wird der Einfluss verschiedener Zugverformungen vor dem Lastwechsel in den Druckbereich überprüft.

4.2.4 Ringstauchversuch

Die Ermittlung von Reibzahlen erfolgt anhand von Ringstauchversuchen nach Cockcroft und Male [163] an einer hydraulischen Presse vom Typ Lasco TSP100So. Dazu wird ein Stauchwerkzeug (siehe Bild 10) eingesetzt, dessen oberer und unterer Stauchstempel aus dem zu untersuchenden Werkzeugwerkstoff der Reibpaarung bestehen. Ringförmige Stauchproben mit Außendurchmesser 6 mm, Innendurchmesser 3 mm und Höhe 2 mm werden zentral auf dem unteren Stauchstempel positioniert.

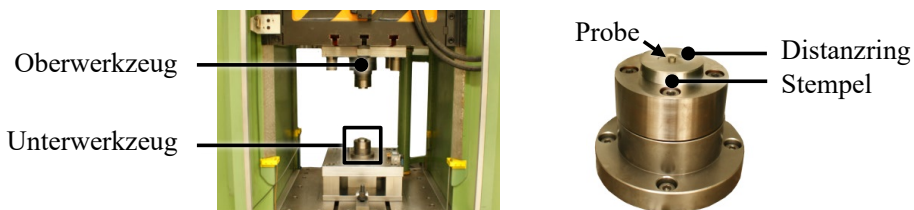


Bild 10: Prüfaufbau für Ringstauchversuche

Durch Verfahren der Presse erfolgt die Stauchung der Probe um 1 mm. Die exakte Erreichung der Zielhöhe wird durch Nutzung eines 1 mm hohen Distanzrings gewährleistet.

Während der Stauchung wird der Probeninnendurchmesser maßgeblich durch die vorherrschenden Reibbedingungen beeinflusst. Im Anschluss an die Experimente erfolgt daher die präzise Erfassung der resultierenden Probengeometrie mittels des konfokalen 3D-Laserscanningmikroskops Keyence VK-X200. Abschließend wird die vorliegende Reibzahl durch numerische Identifikation mit der FE-Software ABAQUS 16.3 bestimmt.

4.2.5 Anregung mechanischer Ultraschallschwingungen

Zur Anregung mechanischer Schwingungen werden longitudinale Ultraschallschwingsysteme der Telsonic AG mit 15 kHz und 20 kHz Arbeitsfrequenz eingesetzt. Die erforderliche hochfrequente Wechselspannung wird durch Generatoren der Serie SG-22 mit 8,0 kW (15 kHz) und 6,5 kW (20 kHz) Maximalleistung erzeugt. Um auch unter Last die Aufrechterhaltung einer konstanten Schwingungsamplitude zu gewährleisten, arbeiten die Generatoren mit einem amplitudenregulierten Leistungssystem. Die Umwandlung von elektrischer in mechanische Energie findet in piezoelektrischen Konvertern der Typen SE1580-A2 (15 kHz) und SE2065-A2 (20 kHz) statt. Für beide Schwingsysteme stehen abgestimmte Booster-Sonotroden-Kombinationen mit 10 μm und 20 μm nomineller Schwingungsamplitude zur Verfügung. Bei der mechanischen Belastung der Schwingsysteme stellt ein Querpressverband am Booster die Schwachstelle dar. Die verwendeten Booster sind daher gesondert ausgeführt, um einer maximalen Belastung von 50 kN standhalten zu können [142]. Weiterhin werden gezielt massereiche Sonotroden aus Werkzeugstahl mit 6,5 kg (15 kHz) und 4,8 kg (20 kHz) verwendet, um potenzielle Dämpfungseinflüsse unter Last zu minimieren. Die Aufrechterhaltung des Resonanzzustands wird durch eine Frequenznachlaufregulierung gewährleistet, welche die Arbeitsfrequenz in einem Frequenzband von ± 500 Hz um die nominelle Schwingfrequenz an die aktuell vorliegenden Gegebenheiten anpasst.

4.3 Messmethoden

4.3.1 Laser-Doppler-Vibrometrie

Das Schwingungsverhalten von Strukturen wird in der Praxis meist mittels piezoelektrischer Beschleunigungsaufnehmer bestimmt, die fest mit dem Messobjekt verbunden sind [164]. Bedingt durch die Eigenfrequenz des eingesetzten Sensors ist der nutzbare lineare Frequenzbereich bei dieser Messmethode jedoch begrenzt. Zudem werden Messungen von der Sensormasse und der Befestigungsart beeinflusst. Eine Methode zur berührungslosen, rückkopplungsfreien und flexiblen Messung mechanischer Schwingungen bis in den GHz-Bereich ist die Laser-Doppler-Vibrometrie [165]. Hierbei wird ein kohärenter Laserstrahl in einen Referenz- und einen Messstrahl aufgeteilt. Auf Basis der optischen Interferometrie erfolgt dann die Überlagerung des am Messobjekt reflektierten Messstrahls mit dem Referenzstrahl. Durch eine geeignete Signalverarbeitung kann anschließend, unter Ausnutzung des Effekts der Doppler-Frequenzverschiebung, die Geschwindigkeit eines bewegten Objektes ermittelt werden [166]. Im Verlauf dieser Untersuchung kommen verschiedene Einpunkt-, 3D-Scanning- und Mehrpunktvirometer der Polytec GmbH zur Anwendung.

Einpunktvirometer

Bei Einpunktmessungen wird der faseroptische Vibrometermesskopf OFV-551 in Verbindung mit der OFV-C-103 Strahlumlenkung und der modularen Vibrometersteuerung OFV-5000 eingesetzt. Im Frequenzbereich bis 2,5 MHz ermöglicht das System die eindimensionale Messung von Schwinggeschwindigkeiten bis zu 10 m/s bei einem frequenzabhängigen Amplitudenfehler von unter $\pm 0,5$ dB [167]. Aufgrund des Faseraufbaus eignet sich das System zur flexiblen Einbindung in Prüfanordnungen. In Kombination mit der 90°-Strahlumlenkung ist ein geringer Arbeitsabstand von wenigen Millimetern möglich.

3D-Scanningvirometer

Die Bestimmung von Werkzeugschwingformen und -eigenmoden erfolgt extern an einem vollautomatischen Strukturanalyseprüfstand der Firma Polytec. Dieser ermöglicht hochgenaue Modalanalysen an großen Strukturen, beispielsweise einer Fahrzeugkarosserie [168]. Verwendet wird hierbei ein 3D-Scanningvirometer vom Typ PSV-500-3D. Das Mess-

system besteht aus drei Messköpfen, die, wie in Bild 11a dargestellt, zur einfachen und genauen Positionierung auf einem Industrieroboter befestigt sind. Messbar sind Geschwindigkeiten bis zu 25 m/s im Frequenzbereich zwischen 0 Hz und 1 MHz bei einer frequenzabhängigen Auflösung von $0,04 \text{ } (\mu\text{m/s})/\sqrt{\text{Hz}}$ bis $8,00 \text{ } (\mu\text{m/s})/\sqrt{\text{Hz}}$ [169]. Die Werkzeuganregung mit definierten Kraftimpulsen erfolgt mittels Impulshammer. Zur Erfassung der Strukturantwort wird das Messobjekt basierend auf dem Laserscanningprinzip rasterartig mit Einzelpunktmessungen abgetastet. Die Datenverarbeitung und -analyse erfolgen mithilfe der Scan Viewer Software.

Mehrpunktvirometer (MPV)

Laser-Scanning-Vibrometer sind zwar grundsätzlich zur Ermittlung des dreidimensionalen Verhaltens einer Struktur geeignet. Sie erfordern dazu jedoch eine wiederholte und reproduzierbare Anregung, da zu einem definierten Zeitpunkt lediglich an einer Stelle gemessen wird. Zeitabhängige transiente Vorgänge, wie Einschwingvorgänge, können damit nicht erfasst werden. Um dies zu realisieren, besteht die Möglichkeit, mehrere Einzelpunktmessungen zu einer zeitsynchronen Mehrpunktmessung zu kombinieren.

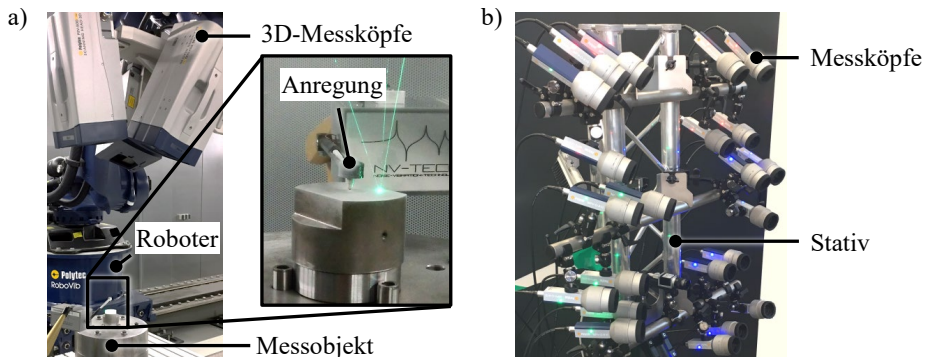


Bild 11: Laser-Doppler-Vibrometer: a) 3D-Scanningvibrometer; b) Mehrpunktvirometer

Das Mehrpunktvirometer MPV-800 besitzt 24 Einzelpunktmessköpfe (siehe Bild 11b) und wird bei den nachfolgenden Umformexperimenten mit Ultraschallüberlagerung zur Messung des Werkzeugverhaltens verwendet. Hiermit ist die zeitsynchrone Erfassung der Schwingbewegung an insgesamt 8 3D-Messpunkten möglich. Gemäß Datenblatt sind im Frequenzbereich zwischen 0 Hz und 50 kHz Schwinggeschwindigkeiten bis zu 1,75 m/s mit einer Auflösung von $0,03 \text{ } (\mu\text{m/s})/\sqrt{\text{Hz}}$ bis $0,55 \text{ } (\mu\text{m/s})/\sqrt{\text{Hz}}$ messbar [170]. Der Arbeitsabstand ist dabei weitestgehend flexibel

zwischen 0,5 m und 5 m variierbar [170]. Die Ausrichtung und Fokussierung der einzelnen Messköpfe erfolgt manuell. Zur Definition des Referenzkoordinatensystems kommt ein 3D-Scanningvibrometer PSV-500 zum Einsatz.

4.3.2 Metallografie

Zur auflichtmikroskopischen Analyse der Werkstoffmikrostruktur im Anschluss an Umformexperimente werden die Proben metallografisch präpariert. Hierzu werden diese zunächst in Epoxidharz eingebettet. Mittels geeigneter Schleif- und Poliermaschinen erfolgt dann die Nassbearbeitung der zu untersuchenden Oberfläche. Um eine möglichst glatte Oberfläche zu erzielen, wird der Poliervorgang mit Diamantsuspensionen bis zu einer Korngröße von 1 µm durchgeführt. Durch Tauchätzung wird anschließend die Mikrostruktur visualisiert. Abhängig vom Werkstoff sind dazu unterschiedliche Ätzlösungen und Einwirkzeiten erforderlich. Bei $X_{17}CrNi_{16-2}$ erfolgt die Ätzung mit auf 60 °C erhitzter V2A-Beize (200 ml destilliertes Wasser, 200 ml 32%ige Salzsäure, 20 ml 65%ige Salpetersäure und 0,6 ml Vogel'sche Sparbeize) für etwa 5 s bis 20 s. Bei S235JR wird 3%ige alkoholische Salpetersäure (Nital) für die Dauer von etwa 5 s angewendet. Beim Werkstoff AW-6082 werden Proben für etwa 5 s bis 10 s in eine Lösung aus 10%iger Natronlauge und 1 % Zinkchlorid getaucht. Bei AC-43400 erfolgt die Ätzung mit Flusssäure für wenige Sekunden.

Qualitative Gefügeanalysen werden mit einem Leitz Aristomet Auflichtmikroskop bei bis zu 500-facher Vergrößerung durchgeführt. Aufgrund eines verhältnismäßig großen Sehfeldes ist dieses gut für mikrostrukturelle Analysen geeignet. Die Digitalisierung der Aufnahmen erfolgt mit einer in das Mikroskop integrierten Kamera. Zur Erstellung von Übersichtsbildern werden Einzelaufnahmen mehrerer Probenabschnitte mithilfe der MIA-Methode (engl.: Multiple Image Alignment) zu einem Gesamtbild zusammengesetzt.

Zusätzlich zu den qualitativen Gefügeuntersuchungen werden verschiedene Quantifizierungsansätze verfolgt. Aufgrund des enormen zeitlichen und messtechnischen Aufwands sowie der unklaren statistischen Aussagekraft wird auf Analysen mittels Rasterelektronenmikroskop und EBSD-Sensorik verzichtet. Stattdessen erfolgt die Korngrößenvermessung auf Basis des Linienschnittverfahrens nach DIN EN ISO 643 [171]. Hierbei werden horizontale und vertikale Linien in definiertem Abstand über eine Gefügaufnahme gelegt. Durch Verrechnung der Linielängen mit der

Anzahl geschnittener Korngrenzen wird dann für beide Orientierungen die mittlere Korngröße berechnet. Von Simmen [172] ist eine erweiterte Methode der Linearanalyse bekannt, die auch für mehrphasige Gefüge geeignet ist.

Bei Aluminiumguss AC-43400 wird zur Quantifizierung von Gefügeveränderungen der mittlere Dendritenarmabstand gemäß Richtlinie P220 [173] des Bundesverbands der Deutschen Gießerei-Industrie bestimmt. Der Dendritenarmabstand beschreibt den Abstand zwischen zwei benachbarten Armen eines Dendrits. Um statistisch aussagekräftige Ergebnisse zu erzielen, sind hierfür Dendriten zu verwenden, die mindestens fünf nebeneinanderliegende Arme besitzen. Weiterhin müssen mindestens zehn unterschiedliche Stämme ausgewertet werden.

4.3.3 Härtemesssystem

Zur Untersuchung der Härteverteilung im Querschnitt umgeformter Proben wird das Kleinlasthärtemesssystem Fischerscope HM2000 der Helmut Fischer AG verwendet. Durchgeführt werden instrumentierte Eindringprüfungen gemäß DIN EN ISO 14577-1 [174] mit einer vierseitigen Diamantpyramide nach Vickers. Das Gerät ermöglicht Härtemessungen im Prüfkraftbereich zwischen 0,4 mN und 2000 mN bei einer Messgenauigkeit von $\pm 40 \mu\text{N}$ [175]. Analog zu den metallografischen Analysen werden die zu untersuchenden Proben im Vorfeld der Messung präpariert, um eine planparallele und glatte Oberfläche zu gewährleisten. Anschließend erfolgt die Probenpositionierung auf einem frei programmierbaren Mess Tisch, der die automatisierte Durchführung der Eindringprüfung zulässt. Neben Einzelpunkten können auch linienförmige oder flächenhafte Messbereiche abgetastet werden. Die Ermittlung der Vickershärte HV erfolgt gemäß DIN EN ISO 6507-1 [176]. Um dabei die gegenseitige Beeinflussung der einzelnen Messeindrücke zu vermeiden, ist eine geeignete Kombination aus Messabstand und Prüfkraft zu wählen. Im Rahmen dieser Arbeit wird bei Stahlwerkstoffen mit einer Prüfkraft von 500 mN und einem Abstand zwischen zwei Messpunkten von $0,095 \mu\text{m}$ gearbeitet. Bei den Aluminiumwerkstoffen wird aufgrund der geringeren zu erwartenden Härte mit einer Prüfkraft von 100 mN und einem Messabstand von $0,090 \mu\text{m}$ geprüft. Aufbring- und Haltedauer betragen einheitlich 10 s bzw. 5 s.

4.3.4 Optische Dehnungs- und Geometriemesssysteme

Optisches Dehnungsmesssystem

Zur Ermittlung der Probendehnung bei Stauch-, Zug- und Zug-Druck-Versuchen ohne Schwingungsüberlagerung werden verschiedene 2D- und 3D-Varianten des optischen Dehnungsmesssystems Aramis der GOM GmbH eingesetzt. Hierbei wird zunächst ein stochastisches Muster auf die Probe aufgetragen. Während eines Versuchs wird dieses dann fortwährend anhand eines Kamerasystems erfasst und mit geeigneter Bildwiederholfrequenz aufgezeichnet. Basierend auf dem Prinzip der digitalen Bildkorrelation erfolgt anschließend die Berechnung der resultierenden Verschiebungen und Dehnungen an der Probenoberfläche [177]. Im Gegensatz zu taktilen Messverfahren werden dadurch auch lokale Formänderungen detektiert. Die örtliche Auflösung der Dehnungsverteilung ist dabei durch die Bildpunktgröße begrenzt. Für die verwendeten Kamerasysteme beträgt diese minimal $3,45\ \mu\text{m}$ bei einer Gesamtzahl von bis zu 5 Millionen Bildpunkten [178]. Eine maximale Bildwiederholrate von 60 Hz ermöglicht zudem eine hohe zeitliche Auflösung der Messungen [179].

Optisches Geometriemesssystem

Im Anschluss an die Stauchversuche wird die erzeugte Probengeometrie mithilfe des 3D-Geometriemesssystems ATOS Core der Firma GOM erfasst, um die auftretende Probenausbauchung analysieren zu können. Wie exemplarisch in Bild 12 dargestellt, wird das Messobjekt hierfür auf einer Drehvorrichtung platziert, deren Auflage mit Referenzmarken beklebt ist. Diese ermöglichen dem Messsystem die eindeutige räumliche Zuordnung der Probenposition. Der Messkopf beinhaltet einen Streifenlichtprojektor und zwei Kameras.

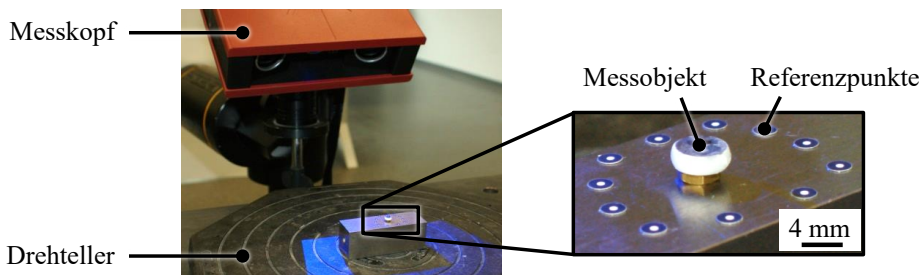


Bild 12: Optische Geometrieerfassung mittels Streifenlichtprojektion

Zur Geometrieerfassung wird ein Streifenmuster auf das Messobjekt projiziert und anschließend mit den Kameras aus verschiedenen Positionen aufgezeichnet. Dazu wird das Messobjekt schrittweise gedreht. Mittels

trigonometrischer Berechnungen wird daraufhin anhand der Einzelbilder ein dreidimensionales Modell des Messobjekts erzeugt. Dies erfolgt mithilfe der Software GOM Inspect 2017.

Das digitalisierte 3D-Modell der umgeformten Stauchprobe wird zur Analyse der Ausbauchung mit Schnittebenen durchzogen, die parallel zur Probenstirnfläche und im Abstand von 0,25 mm zueinander liegen. Anhand der einzelnen Schnittkonturen wird abschließend die vorliegende Probenausbauchung bestimmt.

4.4 Simulationsmethoden

Numerische Untersuchungen werden mit dem Softwarepaket ABAQUS von Dassault Systemes in der Version 6.13-3 durchgeführt. Die Modellerstellung und die Auswertung von Simulationsergebnissen erfolgen dabei in der ABAQUS/CAE (engl.: Complete ABAQUS Environment) Benutzeroberfläche. Aufgrund der umfassenden Implementierung physikalischer Gesetzmäßigkeiten, ermöglicht ABAQUS die Lösung komplexer Simulationsaufgaben und wird schwerpunktmäßig im Bereich der Forschung eingesetzt [132]. Zur Auflösung von Differenzialgleichungen bietet die Software sowohl explizite als auch implizite Verfahren an. Bei aufwendigen nichtlinearen, dynamischen Simulationsproblemen, wie Crashuntersuchungen, wird aufgrund des geringeren Rechenaufwands meist das explizite Verfahren verwendet [132]. Weiterhin gestattet ABAQUS die Einbindung benutzerdefinierter Werkstoffmodelle und verfügt über eine Python-Schnittstelle zur automatisierten Datenauswertung.

Zur Werkstoff- und Reibungsmodellierung wird das kommerziell verfügbare User-Modell MF GenYld + CrachFEM der Firma MATFEM eingesetzt. Anhand von zwei Zusatzoptionen, dem Ultraschallfestigungs- und dem Wärmedissipationsmodul, bietet dieses die Möglichkeit, schwingungsbasierte Prozesseinflüsse numerisch abzubilden [142]. Das quasistatische Fließverhalten wird dabei in Anlehnung an Lubliner [180] über einen temperatur- und dehnratenabhängigen Arrhenius-Ansatz modelliert. Eine schwingungsbedingte Werkstoffentfestigung kann über das Ultraschallfestigungsmodul realisiert werden. Ähnlich zu Gl. 10 wird die reduzierte Fließspannung $k_{f,red}$ dabei über einen Reduzierungsfaktor $M(\phi)$ ermittelt:

$$k_{f,red} = k_f [1 - M(\phi)] \quad \text{Gl. 12}$$

In Erweiterung des Ansatzes von Izumi ist $M(\phi)$ kein konstanter Faktor, sondern hängt exponentiell von der vorherrschenden normalisierten Ultraschallamplitude ϕ ab. Diese beschreibt das aktuelle Verhältnis aus effektiver Spannungsamplitude und konventioneller Fließspannung k_f . Die Berechnung der effektiven Spannungsamplitude – die Differenz zwischen maximalem und minimalem Spannungsniveau bei zyklischer Belastung – erfolgt über die Vergleichsspannung nach von Mises. Bild 13 zeigt schematisch den charakteristischen, monoton steigenden Verlauf von $M(\phi)$. Für $\phi = 0$, den quasistatischen Lastfall, wird keine Spannungsreduzierung umgesetzt. Die Ermittlung von $M(\phi)$ erfolgt gemäß Gl. 13. Der Reduzierungsfaktor hängt dabei linear vom Entfestigungsfaktor a und exponentiell vom Entfestigungsexponenten b ab. Nach oben hin begrenzt wird $M(\phi)$ durch den Entfestigungsgrenzwert c . Die werkstoffabhängige Bestimmung der Entfestigungsparameter a - c erfolgt iterativ durch Vergleich mit experimentellen Kraft-Weg-Verläufen [142].

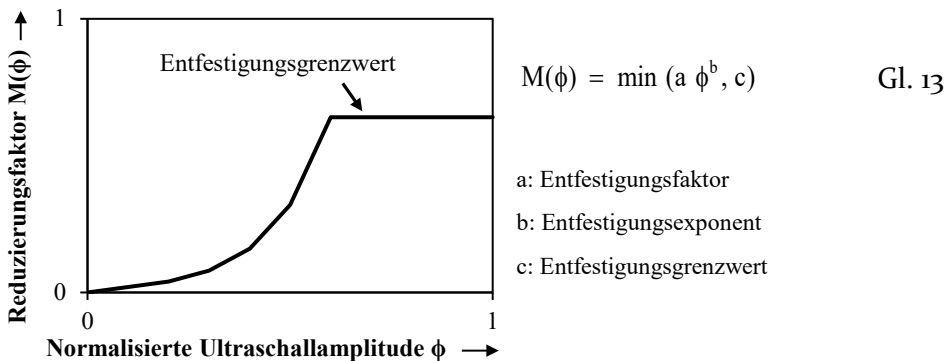


Bild 13: Modellierung der ultraschallbedingten Werkstoffentfestigung nach [142]

Die schwingungsbedingte Erwärmung des Werkstücks wird über den Wärmedissipationsmodul modelliert, dem die generalisierte Plastizitätstheorie von Lubliner [139] zugrunde liegt. Vergleichbar mit der Erzeugung von Wärme durch Reibung wird dabei in jedem Schwingungszyklus thermische Energie dissipiert. Die durch Ultraschallschwingungen erzeugte Wärme W_{US} hängt neben der quasistatischen Fließspannung k_f und der reduzierten Fließspannung $k_{f,red}$ von der Schwingfrequenz f , dem Taylor-Quinney-Koeffizienten β und der Relaxationsdehnung ε_r ab und ist durch folgenden Zusammenhang beschrieben [142]:

$$W_{US} = \beta f \varepsilon_r (k_f - k_{f,red}) \quad \text{Gl. 14}$$

Der Taylor-Quinney-Koeffizient kennzeichnet das Verhältnis aus thermischer Dissipation und plastischer Umformarbeit [181]. Bei Umformvorgängen geht man üblicherweise davon aus, dass 90 % der mechanischen Arbeit in Wärme umgewandelt wird [182]. Die werkstoffabhängige Relaxationsdehnung wird analog zu den Entfestigungsparametern numerisch identifiziert, wobei Temperaturprofile aus Experimenten mit Schwingungsüberlagerung zum Abgleich herangezogen werden.

Die Reibung unter Ultraschalleinfluss ist über ein von Popov vorgestelltes empirisches Reibmodell implementiert [122]. Dieses ist in guter Näherung dazu in der Lage, die dynamischen Reibbedingungen auf Basis der aktuell vorherrschenden Schwing- und Gleitgeschwindigkeit sowie den zugehörigen Richtungen abzubilden [142]. Als Eingabegröße ist dazu lediglich die statische Reibzahl μ der Reibpaarung erforderlich.

5 Konzeptionierung und Umsetzung eines Prüfstands für ultraschallüberlagerte Stauchversuche

Das folgende Kapitel behandelt die Konzeptionierung, Umsetzung und Qualifizierung eines Prüfstands, der die zuverlässige und reproduzierbare Durchführung ultraschallüberlagerter Stauchversuche ermöglicht. Zunächst erfolgt die Definition der Anforderungen, die dann in ein geeignetes Anlagenkonzept umgesetzt werden. Schwerpunkte bilden die Integration der Schwingssysteme sowie die Implementierung geeigneter Mess- und Auswertemethoden. Abschließend wird die Mess- und Prüffähigkeit des Aufbaus qualifiziert.

5.1 Anforderungen an den Prüfstand

Die Definition der Anforderungen erfolgt auf Basis von Erkenntnissen aus vorangegangenen wissenschaftlichen Untersuchungen und eigenen Vorversuchen, den Vorgaben relevanter Industrienormen sowie Erfahrungswissen aus der industriellen Praxis. Im Mittelpunkt stehen die Schaffung der erforderlichen Rahmenbedingungen zur Durchführung aussagekräftiger Grundlagenexperimente und die Gewährleistung der Betriebssicherheit. Folgende wesentliche Anforderungen wurden festgelegt:

- Überlagerung longitudinaler Ultraschallschwingungen,
- Vermeidung der Schwingssystemüberlastung,
- Homogene Druckbelastung zylindrischer Stauchproben,
- Reduzierung der Lärmemissionen bei Ultraschallbetrieb,
- Messung aller relevanten Prozessgrößen mit ausreichend hoher zeitlicher Auflösung,
- Zeitsynchrone Messdatenerfassung,
- Dynamische Kalibrierung der Kraftmesssensorik,
- Einbindung geeigneter Schwingungsmesstechnik zur Erfassung und Überwachung der Werkzeugbewegungen,
- In situ-Detektion des Kontaktzustands zwischen Werkzeug und Probe und
- Vermeidung eines schwingungsbedingten Probenwanderns.

Für Grundlagenuntersuchungen zum ultraschallunterstützten Umformen werden meist longitudinal schwingende Ultraschallsysteme in Verbindung mit einachsigen Zylinderstauchversuchen eingesetzt [84]. Die vergleichsweise einfache Prozesskinematik und die geringe Anzahl an Störeinflüssen ermöglichen aussagekräftige Ursache-Wirkungs-Analysen unter stabilen Randbedingungen. Im Rahmen dieser Arbeit erfolgen daher ausschließlich Experimente mit longitudinaler Schwingungsüberlagerung. Für die Prüfstandentwicklung stehen die Universalprüfmaschine Walter+Bai LFEM 300 und die in Abschnitt 4.2.5 beschriebenen Ultraschallschwingsysteme zur Verfügung. Die Schwingsystemintegration kann entweder in dem von der Prüfmaschine angetriebenen Oberwerkzeug oder im starren Unterwerkzeug erfolgen.

Die Charakteristika der Ultraschallschwingsysteme mit 15 kHz und 20 kHz Schwingfrequenz f sowie 10 μm und 20 μm Schwingungsamplitude A wurden gezielt ausgewählt, um, basierend auf den Erfahrungen aus zurückliegenden Forschungsstudien, ein breites Spektrum an Prozessparametern prüfen zu können. Schwingsysteme mit $f = 20$ kHz und Schwingungsamplituden bis 20 μm werden häufig zu Forschungszwecken verwendet [56]. Da sich diese Frequenz definitionsgemäß außerhalb des menschlichen Hörbereichs befindet, sind solche Systeme gut für den industriellen Einsatz geeignet. 15-kHz-Systeme liegen zwar innerhalb des Hörbereichs, bieten aber aufgrund der robusteren Bauweise und der damit verbundenen erhöhten Belastbarkeit erweiterte Potenziale für umformtechnische Anwendungen [183].

Die eingeschränkte Belastbarkeit der Ultraschallsysteme stellt eine wesentliche Begrenzung dar, da sich diese während des Umformens aus prozesstechnischen Gründen innerhalb des Kraftflusses befinden. Um eine Überlastung auszuschließen, ist die Probengeometrie daher entsprechend zu dimensionieren. Gemäß DIN 50106 [32] ist bei Stauchversuchen an metallischen Werkstoffen ein Probendurchmesser von mindestens 10 mm einzuhalten. Bereits einfache analytische Berechnungen für X17CrNi16-2, den Versuchswerkstoff mit der höchsten Festigkeit, belegen allerdings, dass hiermit die Belastungsgrenze um ein Vielfaches überschritten wird. Die Reduzierung des Probendurchmessers auf Werte unter 10 mm ist daher zwingend erforderlich.

Bei Stauchversuchen wird die homogene einachsige Druckbelastung der freiliegenden Probe angestrebt [33]. Die Probenhöhe ist dementsprechend so zu dimensionieren, dass ein Ausknicken oder Scheren der Probe vermieden wird. Zudem können ein radialer Versatz oder ein Winkelfehler

zwischen den Wirkachsen von Ober- und Unterwerkzeug zu einer unsymmetrischen Probenbelastung führen. Auf die Verwendung von Säulenführungsgestellen wird beim ultraschallüberlagerten Stauchen, aufgrund der unklaren Auswirkung auf die Schwingungsübertragung und die Kraftmessung, üblicherweise verzichtet [106]. Bei der Prüfstandgestaltung, insbesondere bei der konstruktiven Umsetzung der Schwingsystemfixierung, ist daher auf die präzise Zentrierung der Komponenten und die Planparallelität aller Flächen in Umformrichtung zu achten.

Aus einer zurückliegenden Studie ist bekannt, dass beim ultraschallunterstützten Umformen mit erheblichen, teilweise gehörschädigenden Luftschallemissionen zu rechnen ist [184]. Im Vorfeld der Prüfstandentwicklung erfolgten daher Schallpegelmessungen an beiden Schwingsystemen, um die Lärmbelastungen während des Ultraschallbetriebs einschätzen zu können [142]. Die gemessenen Spitzenwerte von etwa 130 dB wurden von den beteiligten Personen subjektiv als äußerst unangenehm wahrgenommen. Gemäß § 6 der Lärm- und Vibrations-Arbeitsschutzverordnung [185] gelten ein Tages-Lärmexpositionspegel von 80 dB(A) bzw. ein Spitzenschalldruckpegel von 135 dB(C) als Grenzwerte für gehörschädigenden Lärm. Bei Ultraschallanwendungen geht man aufgrund des frequenzabhängigen Lärmempfindens sogar von geringfügig höheren Grenzwerten aus [186]. Um das störungsfreie Arbeiten am Prüfstand zu gewährleisten, ist die Reduzierung der Lärmbelastung auf ein Niveau deutlich unterhalb dieser Grenzwerte anzustreben. Bei überwiegend geistiger Tätigkeit wird nach VDI-Richtlinie 2085 [187] beispielsweise einen Beurteilungspegel von 55 dB(A) als angemessen erachtet. Als Schalldämmungsmaßnahmen sind entweder die vollständige Einhausung der Prüfmaschine oder die lokale Kapselung der Prozesszone möglich.

Beim ultraschallunterstützten Stauchen ist aufgrund des instationären Prozesscharakters der zielgerichtete Einsatz von Messtechnik zur Erfassung des Prozessverhaltens nötig. Dabei ist sicherzustellen, dass die Prozesskraft und relevante Bewegungsgrößen auch während des Ultraschallbetriebs präzise und fehlerfrei gemessen werden [188]. Um Einzelschwingungen in den Kraft- und Wegverläufen zeitlich auflösen zu können, ist die Auswahl geeigneter Sensorik mit geringer Trägheit erforderlich [119]. Allerdings ist in diesem Zusammenhang nicht nur die Sensorik, sondern die gesamte Messkette bis hin zur Datenspeicherung relevant. Phasenverschiebungen zwischen den Messsignalen können durch die Berücksichtigung von Verzögerungszeiten bei der Signalübertragung vermieden werden. Weiterhin ist die zeitsynchrone Aufzeichnung aller Messsignale

über einen zentralen Datenlogger anzustreben. Potenzielle Synchronisierungsfehler bei der Zusammenführung von Datensätzen aus unterschiedlichen Quellen werden auf diesem Wege umgangen.

Da die infolge der Schwingungsüberlagerung erzielbare Kraftreduzierung im Fokus der Untersuchung steht, ist die korrekte Messung der oszillierenden Prozesskraft von besonderer Bedeutung. Wie in Abschnitt 2.3.4 beschrieben, ist bei Kraftmessungen im hochfrequenten Bereich die präzise dynamische Kalibrierung der Sensorik erforderlich [125]. Nur so kann die maximale oszillatorische Prozesskraft, die zur Bewertung der auftretenden Proben- und Werkzeugbelastung herangezogen wird, zuverlässig erfasst werden. Der Gültigkeitsbereich der Kalibrieremethode sollte dabei mindestens 40 kHz betragen, damit bei beiden Erregerfrequenzen (15 kHz und 20 kHz) auch die ersten harmonischen Vielfachen beinhaltet sind [188].

Die kritische Zusammenfassung des aktuellen Forschungsstands in Abschnitt 2.5 verdeutlicht, dass eine aussagekräftige Bewertung von Untersuchungsergebnissen aus ultraschallüberlagerten Umformversuchen nur dann sinnvoll ist, wenn sämtliche relevanten Prozessrandbedingungen bekannt sind. Dies betrifft vor allem die Bewegung des Schwingensystems und der unmittelbar an die Probe angrenzenden Werkzeugkomponenten. Schwingensysteme sind zwar auf eine nominale Bewegungsfrequenz und -amplitude ausgelegt, es ist aber nicht automatisch davon auszugehen, dass diese Werte auch exakt erreicht werden [130]. Zudem muss überprüft werden, ob sich die Schwingungscharakteristik während des Umformens durch Dämpfungseinflüsse verändert [106]. Gleiches gilt für die unbewegten Werkzeugkomponenten, da diese bedingt durch die Kraftübertragung ebenfalls einen Schwingungseinfluss erfahren [188]. Die messtechnische Erfassung der Schwingbewegungen kann durch piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer und mittels Laservibrometrie erfolgen [48]. Eine wesentliche Herausforderung stellen die hohen Beschleunigungen an der Messstelle dar. Für eine Schwingbewegung mit 20 kHz Frequenz und 20 μm Amplitude beträgt die maximale Beschleunigung gemäß Gl. 4 beispielsweise 315827 m/s^2 . Dies übersteigt selbst den Einsatzbereich kommerziell erhältlicher Hochleistungsbeschleunigungsaufnehmer, die für Crashuntersuchungen ausgelegt sind [189]. Für die berührungslose Schwingungsmessung mittels Laservibrometrie gilt diese Einschränkung nicht, allerdings sind dabei deutlich höhere Investitionskosten erforderlich. Anzustreben ist eine zweckangepasste Auswahl an Schwingungsmesstechnik.

Gemäß den Überlegungen von Akbari Mousavi et al. [66] ist im definierten Frequenz- und Amplitudenbereich weiterhin mit dem zyklischen Kontaktverlust zwischen Probe und Werkzeug zu rechnen. Nach Gl. 8 tritt bei 20 kHz Frequenz und 20 μm Amplitude beispielsweise eine maximale Schwinggeschwindigkeit von 2,5 m/s auf. Den Geschwindigkeitsbereich gängiger Umformpressen, der typischerweise im einstelligen mm/s-Bereich liegt, übersteigt dies deutlich. Da der Kontaktzustand neben den Schwingungsparametern von weiteren Faktoren, wie der elastischen Rückfederung von Probe und Werkzeugsystem, beeinflusst wird, ist dessen analytische Berechnung nur eingeschränkt möglich. Zur in situ Erfassung des Kontaktzustands bei ultraschallüberlagerten Umformexperimenten ist daher die Implementierung eines geeigneten Messsystems erforderlich.

Durch das periodische Aufsetzen des schwingenden Werkzeugs auf der freiliegenden Stauchprobe ist weiterhin zu erwarten, dass zusätzlich zum zyklischen Abheben ein kurzzeitiges Probenwandern auftritt. Dies betrifft vor allem den Bereich der elastischen Umformung, in welchem geringe Parallelitätsabweichungen zwischen den Proben- und Werkzeugoberflächen zum Tragen kommen. Vorversuche mit 15 kHz Schwingfrequenz an einem provisorischen Prüfaufbau bestätigten diese Vermutung [183]. Um die homogene Druckbelastung der Stauchproben zu gewährleisten, ist die Aufrechterhaltung der Probenposition im Zentrum der Stauchbahn erforderlich. Ein Probenwandern ist unzulässig und muss daher mithilfe geeigneter Maßnahmen, beispielsweise der gezielten Anpassung des Pressenvorschubs oder der Einbringung einer Vorkraft, unterbunden werden.

5.2 Probengeometrie

Um die Anforderungsdefinition abschließen zu können, ist die Festlegung der endgültigen Stauchprobengeometrie erforderlich. Wie bereits erläutert, ist eine Reduzierung des Probendurchmessers auf Werte unter 10 mm unerlässlich, damit die Schwingensystemüberlastung bei einer Probenstauchung um 50 % ausgeschlossen werden kann. Ob diese Normabweichung zu einer Ergebnisverfälschung führt, wird in Vorversuchen ohne Schwingungsüberlagerung mit 10 mm, 7 mm und 4 mm Probendurchmesser untersucht. Das Verhältnis aus Ausgangshöhe h_0 und -durchmesser d_0 beträgt dabei einheitlich 1,5. Unter Berücksichtigung der geringen Standardabweichungen (SD) weisen die resultierenden Fließkurven, wie in Bild 14 dargestellt, keine nennenswerten Unterschiede auf. Es ist also davon auszugehen, dass eine Durchmesser verringering auf

bis zu 4 mm keine wesentliche Verfälschung bewirkt [183]. Um im Einzelfall auch bei dem hochfesten Stahlwerkstoff X17CrNi6-2 Stauchungen über 50 % zuzulassen, wird der im Rahmen dieser Untersuchung verwendete Probendurchmesser einheitlich auf 4 mm festgelegt.

Das maximal zulässige Höhe-Durchmesserverhältnis ist bei Stauchversuchen nach DIN 50106 auf 2 begrenzt, da bei einer weiteren Erhöhung die Gefahr des Probenauknickens besteht. In Testversuche mit 4 mm Durchmesser und einem Höhe-Durchmesserverhältnis von 1,5 traten bei den Werkstoffen X17CrNi6-2 und AW-6082 T6 unerwünschte Probenrisierungen und damit eine deutliche Abweichung vom einachsigen Spannungszustand auf. Exemplarisch ist dies in Bild 15a für den Werkstoff X17CrNi6-2 veranschaulicht. Bereits durch eine Verringerung des Höhe-Durchmesserverhältnisses auf 1 kann dies jedoch unterbunden werden (siehe Bild 15b). Im Folgenden wird daher mit einem Höhe-Durchmesserverhältnis von 1 bzw. einer Probenhöhe von 4 mm geprüft.

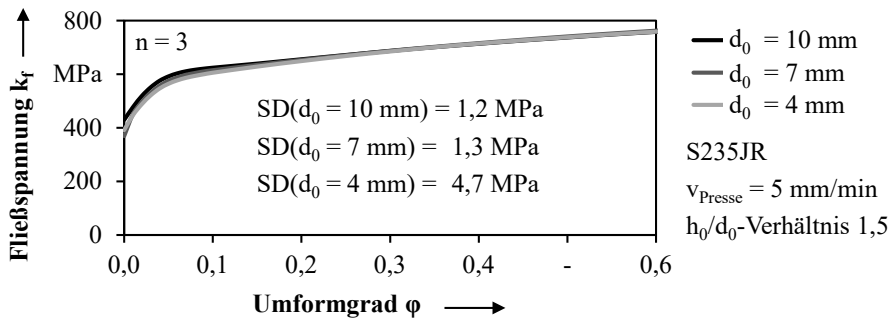


Bild 14: Fließkurven aus Stauchversuchen mit reduziertem Probendurchmesser nach [183]

Mittels numerischer Modalanalyse in ABAQUS werden weiterhin die kritischen Eigenfrequenzen zylindrischer Proben mit 4 mm Höhe und Durchmesser ermittelt, um das Risiko von Resonanzerscheinungen bei Ultraschallüberlagerung zu minimieren. Erste relevante Eigenfrequenzen sind ab etwa 400 kHz festzustellen. Die gewählte Probengeometrie wird daher hinsichtlich des Eigenschwungsverhaltens als unkritisch eingestuft.

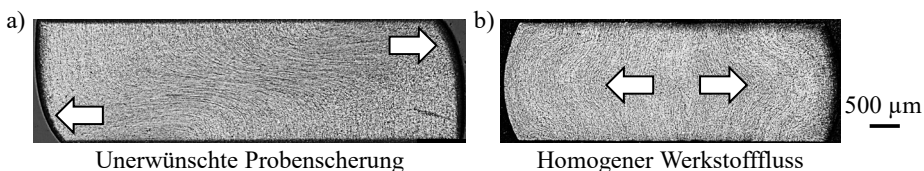


Bild 15: Werkstofffluss beim konventionellen Stauchen von X17CrNi6-2 mit 4 mm Probendurchmesser und variierender Höhe: a) $h_0 = 6$ mm; b) $h_0 = 4$ mm

Ein weiterer wesentlicher Aspekt betrifft die Probenherstellung. Abhängig von den Lager- und Transportbedingungen neigt Stangenmaterial im einstelligen Millimeterbereich zu Geradheits- und Zylindrizitätsabweichungen. Um die hohen Anforderungen an die Probenzylindrizität und die Parallelität der Stirnflächen erfüllen zu können, werden Proben daher mittels des Drahterodierverfahrens aus dickem Stangenmaterial entnommen. Zwei unterschiedliche Entnahmestrategien wurden getestet und hinsichtlich der erreichbaren Genauigkeit und Oberflächenqualität überprüft (siehe Bild 16). Bei Variante V1 werden Rundstäbe mit 4 mm Durchmesser und 100 mm Länge durch Drahterodieren aus zylindrischen Halbzeugabschnitten entnommen. Dies geschieht bei konstanter radialer Position, um Festigkeitsschwankungen auszuschließen. Bei Edelstahl X17CrNi16-2 ist die Härte in Zylindermitte mit 325 ± 7 HV beispielsweise deutlich geringer als im Randbereich mit $360 \text{ HV} \pm 5$ HV. Im Anschluss an die Stabentnahme erfolgt die Vereinzelung der Stauchproben, wobei ebenfalls das Drahterodierverfahren eingesetzt wird. Variante V2 unterscheidet sich von V1 dadurch, dass zunächst Rundstäbe mit 5 mm Durchmesser entnommen und anschließend auf $d_o = 4$ mm feingedreht werden. Bei V1 liegt demnach eine funkenerosiv bearbeitete und bei V2 eine spanend bearbeitete Probenmantelfläche vor.

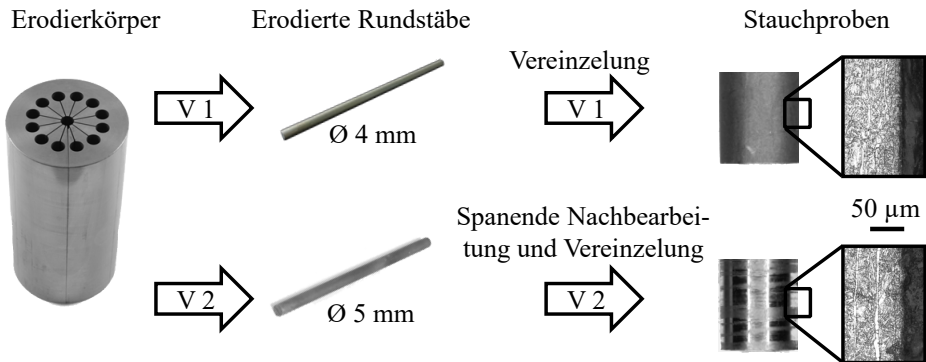


Bild 16: Entnahme von Stauchproben mit 4 mm Durchmesser aus Stangenmaterial

Die resultierende Genauigkeit und Oberflächenqualität ist in Tabelle 5 gegenübergestellt. Trotz nahezu identischer gemittelter Rautiefe R_z an der Mantelfläche, die sich im Bereich zwischen $3,3 \mu\text{m}$ und $3,4 \mu\text{m}$ bewegt, ergeben sich hinsichtlich der erreichbaren Herstellgenauigkeit deutliche Unterschiede. So ist die Zylindrizitätsabweichung bei Variante V1 mit $2 \mu\text{m}$ lediglich etwa ein Zehntel so hoch wie bei Variante V2. In ähnlicher Weise ist die Rechtwinkligkeitsabweichung bei Variante V1 mit $10 \mu\text{m}$ deutlich geringer als bei Variante V2 mit $54 \mu\text{m}$. Es ist zu vermuten, dass

das verhältnismäßig hohe Länge-Durchmesser Verhältnis der Rundstäbe und die ungünstigen Einspannbedingungen ausschlaggebend für die Genauigkeitseinbußen bei spanender Nachbearbeitung sind. Aufgrund der verbesserten Genauigkeit bei vergleichsweise guter Effizienz wird Variante V₁ zur Probenherstellung gewählt. Die Probenentnahme durch Funkenerodieren erfolgt mit einer AgieCharmilles CUT2000 Drahterodiermaschine. Im Anschluss an den Erodierprozess werden die Probenstirnflächen planparallel auf die Zielhöhe von 4 mm geschliffen. Die resultierende gemittelte Rautiefe an den Stirnflächen liegt im Ausgangszustand im Bereich zwischen 5,2 µm für den Werkstoff AC-43400 und 16,5 µm für AW-6082 T6 (siehe Tabelle 6).

Tabelle 5: Oberflächenqualität und Genauigkeit bei funkenerosiver und spanender Herstellung zylindrischer Stauchproben aus X₁₇CrNi16-2 mit Zieldurchmesser 4 mm

Kennwert	Variante 1 (funkenerosiv)	Variante 2 (spanend)
Gemittelte Rautiefe Rz (Mantelfläche)	3,32 ± 0,15 µm	3,40 ± 0,79 µm
Zylindrizitätsabweichung	2 ± 0 µm	22 ± 3 µm
Rechtwinkligkeitsabweichung	10 ± 4 µm	54 ± 17 µm

In Tabelle 6 sind zudem die Ausgangshärten im Probenlängsschnitt für alle Versuchswerkstoffe dargestellt. Bei den Stahlwerkstoffen X₁₇CrNi16-2 und S235JR beträgt diese 347 HV und 163 HV. Die Aluminiumwerkstoffe AW-6082 T6 und AC-43400 weisen deutlich geringere Härtewerte von 129 HV und 84 HV auf.

Tabelle 6: Ausgangsrauheit und -härte der Stauchproben

Kennwert	X ₁₇ CrNi16-2	S235JR	AW-6082 T6	AC-43400
Gem. Rautiefe Rz an den Stirnflächen	9,30 ± 1,19 µm	7,53 ± 0,71 µm	16,50 ± 1,84 µm	5,20 ± 0,47 µm
Vickershärte HV im Längsschnitt	347 ± 8	163 ± 10	129 ± 3	84 ± 5

5.3 Auslegung und Aufbau des Prüfstands

Basierend auf den definierten Anforderungen und der gewählten Probengeometrie wird ein Prüfstand zum ultraschallüberlagerten Stauchen konzipiert. Das erarbeitete Werkzeugkonzept ist in Bild 17 dargestellt. Im Wesentlichen besteht dieses aus einem beweglichen Oberwerkzeug, das mit der Traverse der Universalprüfmaschine verbunden wird und einem starren Unterwerkzeug, auf dem die Stauchproben positioniert werden. In Anlehnung an das von Yao et al. [85] vorgestellte Werkzeugsystem erfolgt

die Schwingsystemintegration im Oberwerkzeug, da dadurch störende Probenvibrationen vor Beginn des Umformvorgangs vermieden werden. Das Unterwerkzeug dient zur Aufnahme der Stauchbahn und wird mit möglichst hoher Masse ausgeführt, um ein stabiles Schwingungsverhalten zu erzielen. Durch Integration der Kraftmessensorik in das Unterwerkzeug, nahe der Prozesszone, wird zudem ein gutes Kraftübertragungsverhalten sichergestellt. Ober- und Unterwerkzeug werden zur Reduzierung von Lärmemissionen durch ein lokales Schallschutzmodul akustisch von der Umgebung abgekapselt.

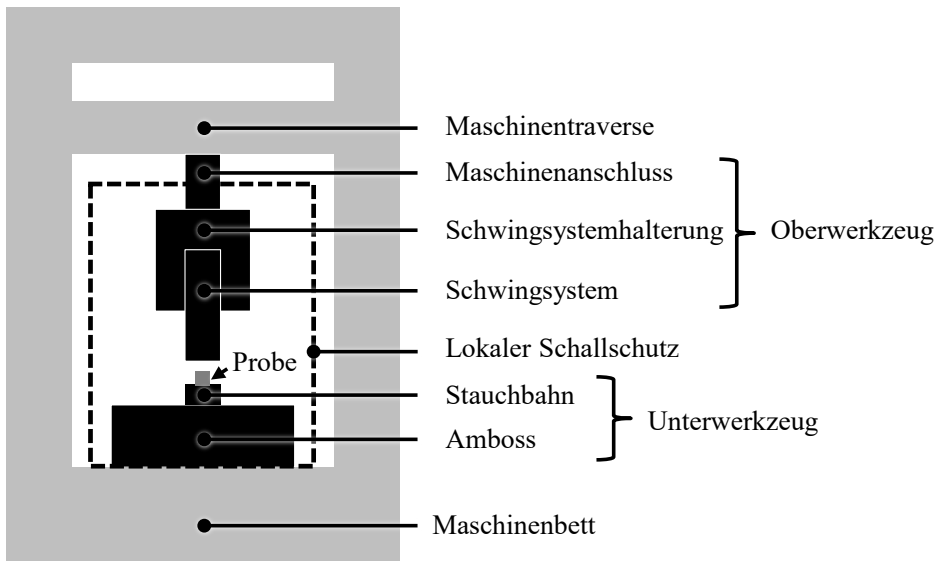


Bild 17: Werkzeugkonzept

Die konstruktive Ausführung des Ober- und Unterwerkzeugs ist in Bild 18 dargestellt. Die Befestigung des Schwingsystems im Oberwerkzeug erfolgt über einen aus Normplatten aufgebauten Halterahmen. Der äußere Ring des Boosters wird dazu, wie in Bild 18a dargestellt, mit einem Klemmring an der Rahmenunterplatte fixiert. Ein Führungszylinder oberhalb des Halterahmens dient der Ankoppelung an die Maschinentraverse und bildet die Grenzfläche zum Schallschutzmodul. Die Zylinderlänge ist so gewählt, dass bei Verwendung der Schallschutzkapsel ein Hub von 200 mm ohne Kollisionsgefahr realisiert werden kann. Dies bietet ausreichend Bewegungsfreiheit für den Umformvorgang sowie Montage- und Vorbereitungsmaßnahmen. Ein optional in das Oberwerkzeug integrierbarer Kraftaufnehmer ermöglicht Vergleichsmessungen zur Messstelle im Unterwerkzeug.

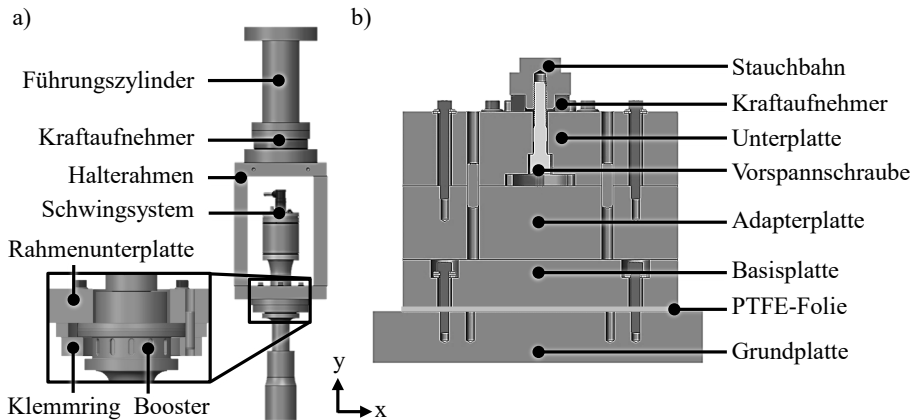


Bild 18: Konstruktive Werkzeuggestaltung: a) Oberwerkzeug und b) Unterwerkzeug

Der Kraftaufnehmer im Unterwerkzeug wird unmittelbar unterhalb der Stauchbahn platziert und mit einer Schraube vorgespannt (siehe Bild 18b). Der überwiegende Anteil der Unterwerkzeugmasse von 124 kg bildet ein Scheibenaufbau bestehend aus Unter-, Adapter- und Basisplatte sowie einer Grundplatte mit rechteckiger Form. Die Adapterplatte kommt ausschließlich bei Experimenten mit 20 kHz Schwingfrequenz zum Einsatz, da hier aufgrund einer verkürzten Schwingsystemlänge Höhenunterschiede ausgeglichen werden müssen. Zur Messung des Werkzeugkontakts wird eine Kurzschlusschaltung integriert. Um diese realisieren zu können, ist die Verbindungsstelle zwischen Basis- und Grundplatte durch PTFE-Folie elektrisch isoliert. Unterlegscheiben aus Aluminiumoxidkeramik und Kunststoffhülsen verhindern zudem die Stromableitung über die Schrauben. Die massereiche Grundplatte bietet zahlreiche Möglichkeiten zur Befestigung von Messsystemen und stellt zudem die Übergangsgrenze zum Schallschutzmodul dar.

Als Stauchbahnwerkstoff wird der gut härtbare Werkzeugstahl 1.2379 eingesetzt. Gemäß Herstellerangaben weist dieser eine Dichte von $7,7 \text{ g/cm}^3$, ein Elastizitätsmodul von 200 GPa, eine Wärmeleitfähigkeit von 24 W/(mK) und eine spezifische Wärmekapazität von 470 J/(kgK) auf [190]. Analog zur Sonotrode wird die Stauchbahn auf $62 \pm 1 \text{ HRC}$ gehärtet, um vergleichbare tribologische Bedingungen an den beiden Stauchprobenstirnflächen zu gewährleisten. Die Zielrauheit der Werkzeugstirnflächen beträgt $R_z = 1,5 \pm 0,5 \text{ }\mu\text{m}$.

Die koaxiale Ausrichtung von Ober- und Unterwerkzeug erfolgt über eine mechanische Zentrierhilfe, welche die Sonotrode während des Einrichtvorgangs mit der unteren Stauchbahn verbindet. Die zentrale Position der

Teilkomponenten von Ober- und Unterwerkzeug wird mittels Passtiften sichergestellt. Auf die Integration eines Säulenführungsgestells wird bewusst verzichtet, um eine Kraftableitung und Dämpfungseffekte zu vermeiden. Sämtliche Grenzflächen in y-Richtung werden in einem engen Toleranzbereich planparallel geschliffen. Dies gewährleistet die parallele Ausrichtung der Stirnflächen von Sonotrode und Stauchbahn.

Da die mechanischen Ultraschallschwingungen während der Experimente definiert über das Oberwerkzeug eingebracht werden, stellt das Unterwerkzeug hinsichtlich des dynamischen Verhaltens zunächst eine unbekannte Größe dar. Zur Überprüfung des Kraftübertragungs- und Eigenschwingungsverhaltens wurde das Unterwerkzeug ohne (15 kHz) und mit (20 kHz) Adapterplatte in ABAQUS numerisch abgebildet. Die zugehörigen Modelle und die simulativ ermittelten Übertragungsfunktionen im Frequenzbereich bis 40 kHz sind in Bild 19 dargestellt. Erfasst wird die an der Position des Kraftaufnehmers ankommende Kontaktkraft bei Einbringung eines Kraftimpulses an der Oberseite der Stauchbahn. Ein Übertragungsverhalten von 1 bedeutet, dass bei der entsprechenden Frequenz keine dynamischen Einflüsse vorliegen. Werte über 1 beschreiben eine Verstärkung, Werten unter 1 eine Abschwächung der Kraftübertragung. Da die dynamische Korrektur schwacher Messsignale eine erhebliche Verfälschungsfahr birgt, sind Übertragungswerte nahe Null in relevanten Frequenzbereichen zu vermeiden. Gemäß den numerisch ermittelten Übertragungsfunktionen ist dies jedoch für beide Aufbauten nicht der Fall. Beim 15-kHz-Aufbau ist im Bereich der Erregerfrequenz in etwa eine vierfach verstärkte Kraftmessung zu erwarten. Beim 20-kHz-Aufbau liegt im relevanten Frequenzbereich ein nahezu ideales Übertragungsverhalten von 1:1 vor.

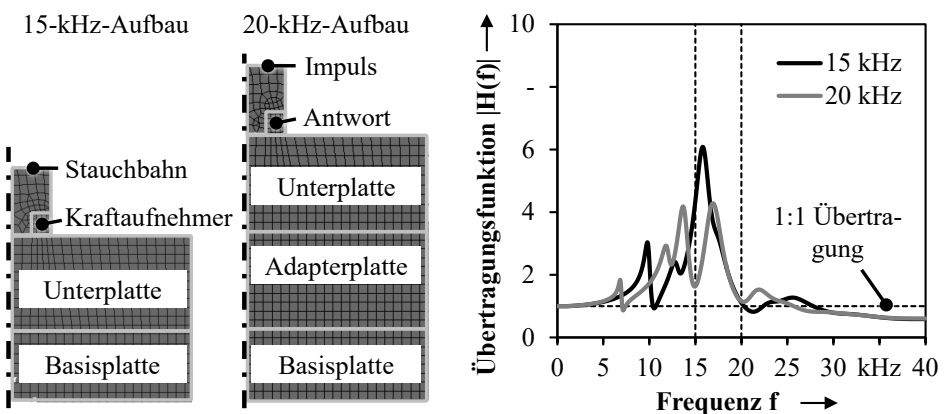


Bild 19: Numerische Analyse des Kraftübertragungsverhaltens im Unterwerkzeug

Weiterhin wurden anhand der numerischen Modelle Modalanalysen durchgeführt, um für beide Varianten des Unterwerkzeugs kritische Eigenmoden zu identifizieren. Alle relevanten Eigenmoden, die sich in der Nähe der Anregungsfrequenz befinden, sind in Bild 20 veranschaulicht. Die dargestellte Verschiebungsverteilung ist auf 1 mm Verschiebung an der Oberseite der Stauchbahn normalisiert. Beim Unterwerkzeug für Experimente mit $f = 15$ kHz liegt bei 13,0 kHz eine überlagerte Biege- und Axialmode vor, durch welche die Stauchbahn eine axiale Bewegung in y -Richtung ausführt. Eine deutlich dominantere Axialbewegung der Stauchbahn tritt jedoch bei 15,9 kHz auf. Da sich diese Frequenz verhältnismäßig nahe an der Erregerfrequenz von 15,0 kHz befindet, ist davon auszugehen, dass es im Experiment zu einer erhöhten aber stabilen Axialschwingung des Unterwerkzeugs kommt. Ein ähnliches Verhalten tritt am 20-kHz-Aufbau bei 17,1 kHz und 21,6 kHz auf. Bei 21,6 kHz führt der Scheibenaufbau dabei eine schwache Kontraktionsbewegung aus. Da diese Eigenmoden vergleichsweise weit entfernt von der Erregerfrequenz liegen und an der Stauchbahnoberseite eine stabile Axialbewegung hervorrufen, wird deren Einfluss als unkritisch erachtet.

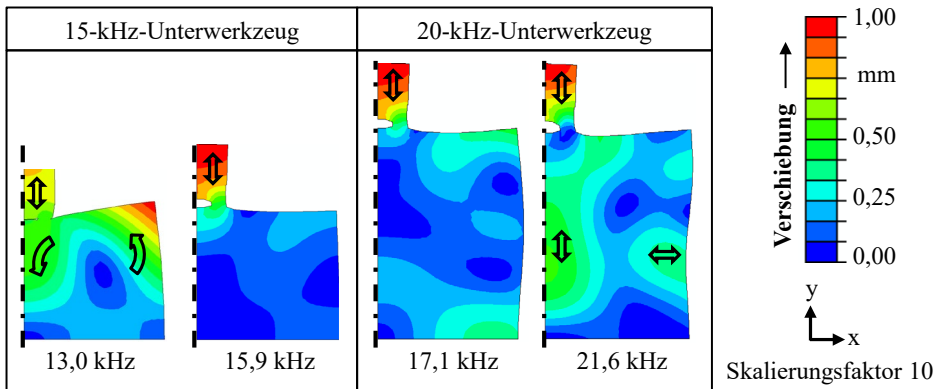


Bild 20: Normalisierte Eigenmoden der Unterwerkzeuge

Der auf Basis des vorgestellten Konzepts realisierte Prüfstand ist in Bild 21 dargestellt. Sämtliche Werkzeugkomponenten wurden wie beschrieben umgesetzt. Das Oberwerkzeug führt während des ultraschallüberlagerten Stauchens zusätzlich zur linearen Bewegung mit konstantem Pressenvorschub v_{Presse} eine axiale Schwingbewegung mit der Oszillationsgeschwindigkeit v_{osz} aus. Begrenzt ist die Verfahrbewegung durch softwareseitige Schranken, die nach dem Werkzeugeinbau in der Maschinensteuerung gesetzt werden. Dadurch ist sowohl die Überlastung des Schwingensystems als auch die versehentliche Kollision des Oberwerkzeugs mit der Schall-

schutzkapsel ausgeschlossen. Die Ansteuerung der Schwingeinheit erfolgt wegabhängig. Um dies zu realisieren, sind Ultraschallgenerator und Messtechnik über einen Mess- und Steuerrechner gekoppelt, der unabhängig von der Maschinensteuerung arbeitet und schnelle Datenübertragungsraten erzielt. Zur mittigen Positionierung der Stauchproben auf der Stauchbahn wird ein elastischer Probenhalter aus Fluorkautschuk (FKM) mit 1 mm Dicke und einer geeigneten Aussparung im Zentrum eingesetzt. Eine weitere wesentliche Funktion dieses Halters ist die Vermeidung des Probenwanderns zu Prozessbeginn.

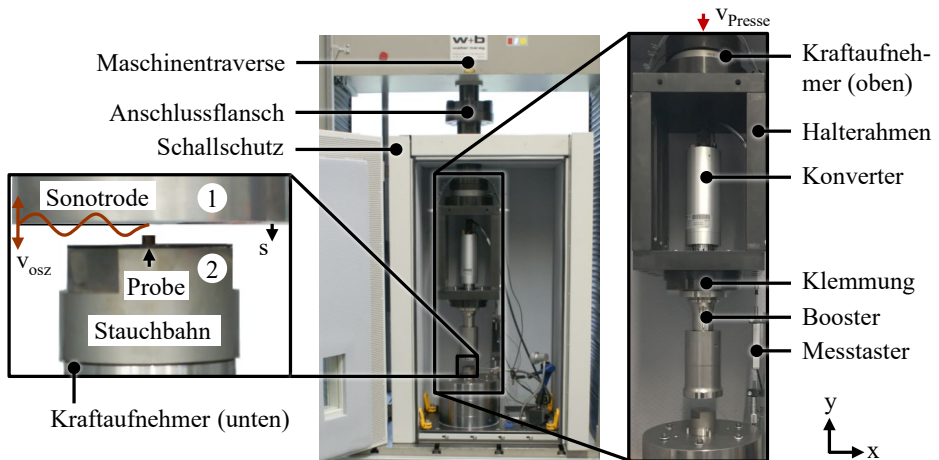


Bild 21: Prüfstand für ultraschallunterstützte Stauchversuche

Zur Kraftmessung kommen zwei piezobasierte Kraftmessringe der Fa. Kistler mit den Bezeichnungen 9091A (Oberwerkzeug) und 9061A (Unterwerkzeug) zum Einsatz. Der Stauchweg s wird über einen konventionellen Messtaster detektiert. Die Schwingbewegungen von Sonotrode und Stauchbahn werden prozessbegleitend an den Positionen 1 und 2 mithilfe der in Abschnitt 4.3.1 beschriebenen Laservibrometer und Beschleunigungssensoren erfasst. Zwischen den Positionen 1 und 2 ist die Kurzschlusschaltung zur Kontaktmessung integriert. Die Messverfahren und Auswertemethoden werden im folgenden Abschnitt detailliert erläutert.

5.4 Messverfahren und Auswertemethoden

Um stufenlose Messungen ermöglichen und kleinste Messwertänderungen auflösen zu können, wird ausschließlich auf Messtechnik mit analogen Ausgangssignalen zurückgegriffen. Zur zeitsynchronen Datenerfassung kommt ein 8-Kanal-Oszilloskop PicoScope 4824 der Fa. Pico Technology zum Einsatz. Mit Abtastraten bis zu 80 MS/s, 20 MHz Bandbreite

und 12 Bit vertikaler Auflösung ist dieses zur Erfassung hochfrequent oszillierender Messgrößen mit hoher zeitlicher Auflösung geeignet [191]. Die Kanalbelegung und weitere Einstellvorgänge erfolgen über den Messrechner und die Software PicoScope 6. Zudem wird diese Software zur Visualisierung von Messungen und zur Datenspeicherung verwendet. Um Einzelschwingungen bei moderater Datenmenge mit ausreichender Genauigkeit abzutasten, wird konstant mit 1 MS/s Abtastrate gearbeitet. Bei voller Kanalbelegung entspricht dies einer Gesamtzahl von 8 000 000 Messpunkten pro Sekunde. Da solche Datenmengen manuell kaum verarbeitbar sind, erfolgt die Signalverarbeitung und Datenauswertung automatisiert mithilfe der Mathematiksoftware MathWorks MATLAB sowie geeigneter Skripte.

Tabelle 7 gibt einen Überblick über die wesentlichen Messgrößen und die zugehörigen Signalverarbeitungsschritte. Im Fokus steht die Prozesskraftmessung. Der im Oberwerkzeug befindliche Kraftsensor 9091A ist verhältnismäßig weit von der Umformzone entfernt und wird daher lediglich zur Prozessüberwachung eingesetzt. Zur Erfassung der Umformkräfte wird ausschließlich der Kraftsensor 9061A im Unterwerkzeug verwendet. Die erforderliche dynamische Sensorkalibrierung wird ausführlich in Abschnitt 2.3.4 beschrieben. Im Anschluss an die Experimente wird das oszillierende Kraftsignal zur Verringerung der Datenmenge und zur anschaulichen Darstellung auf die Peak-Kraftverläufe reduziert. Da die Prozesskraft direkt mit dem Umformvorgang verknüpft ist, erfolgt hierüber die Identifikation von Prozessbeginn und -ende. Um sicherzustellen, dass sämtliche relevanten Messdaten erfasst werden, startet die Messdatenaufzeichnung wegbahängig bereits kurz vor dem Beginn der Umformung.

Die Wegmessung mit analogem Wegtaster ist Stand der Technik. Bei der Signalverarbeitung ist daher lediglich eine Korrektur der Werkzeug- und Pressenelastizität erforderlich. In Anlehnung an die Vorgehensweise von Kroiß et al. [192] erfolgt die Korrektur durch Berücksichtigung des kraftabhängigen elastischen Verhaltens von Werkzeug und Presse bei ansteigender Druckbelastung.

Deutlich komplexer gestaltet sich die Auswertung der Laservibrometrie- und Beschleunigungsmessungen, die detailliert in Abschnitt 5.4.2 erläutert werden. Obwohl sich diese Messgeräte gut zur Ermittlung hochfrequenter Bewegungen eignen, stellen quasistatische Anteile eine Herausforderung dar. Niederfrequente Signalanteile werden daher mittels geeigneter Hoch- bzw. Bandpassfilter entfernt, da diese ohnehin bereits über den Wegtaster erfasst werden. Potentielle Phasenverschiebungen werden

dabei berücksichtigt und entsprechend korrigiert. Im Anschluss an die Signalfilterung erfolgt die Integration der Geschwindigkeitsmessungen bzw. die doppelte Integration der Beschleunigungsmessungen gemäß den Gleichungen Gl. 3 und Gl. 4, um die Schwingbewegung der Werkzeuge zu bestimmen.

Tabelle 7: Messgeräte und Signalverarbeitung

Messgerät (Messgröße, Einheit)	Signalverarbeitung
Kraftsensor Oberwerkzeug 9091A (Kraft, kN)	
Kraftsensor Unterwerkzeug 9061A (Kraft, kN)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Dynamische Korrektur ▪ Berechnung der Peak-Kraftverläufe
Wegtaster (Weg, mm)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Korrektur der Werkzeugelastizität
Mehrpunktvirometer MPV-800 (Geschwindigkeit, m/s)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Bandpassfilterung ▪ Integration
Einpunktfaservibrometer OFV-551 (Geschwindigkeit, m/s)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Hochpassfilterung ▪ Integration
Beschleunigungssensor BK 8309/ BK 4374 (Beschleunigung, m/s ²)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Hochpassfilterung ▪ Doppelte Integration
Kontaktmessung (elektrische Spannung, V)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Zuordnung eindeutiger Spannungsniveaus ▪ Abschnittsweise Berechnung des Kontaktzustands
Generatorleistung (Leistung, kW)	
Thermoelement Typ K (Temperatur, °C)	

Die Verarbeitung des Kontaktsignals erfordert ebenfalls aufwendige Berechnungen. Zunächst werden die hochfrequenten Spannungsmessungen zwei diskreten Spannungsniveaus zugeordnet, wobei 0 V dem kontaktlosen und 5 V dem Kontaktzustand entspricht. Anschließend erfolgt die abschnittsweise Ermittlung des Kontaktverhaltens über den gesamten Prozessverlauf. Um dabei Ausreißer im Messsignal und kurzzeitig eintretende, nichtcharakteristische Zustände zu eliminieren, analysiert der Zuordnungsalgorithmus stets mehrere aufeinanderfolgende Schwingungszyklen. Die genaue Vorgehensweise wird in Abschnitt 5.4.3 beschrieben.

Bei Bedarf können mit dem beschriebenen Messsystem zudem die Ultraschallgeneratorleistung und die Probenerwärmung erfasst werden. Die Leistung wird direkt vom Generator als analoges Signal ausgegeben. Die

Temperaturmessung erfolgt mit Thermoelementen vom Typ K, die mittig an der Mantelfläche der Stauchproben angeschweißt werden. Aufgrund der hochfrequenten Schwingbewegung kann es dabei zu kurzzeitigen Ausschlägen und Unregelmäßigkeiten im Messsignal kommen. Die gemessenen Temperaturkurven werden daher für jeden Einzelversuch manuell überprüft.

Die angewandten Methoden zur dynamischen Kraftkalibrierung, zur Bestimmung des Werkzeugschwingungsverhaltens und zur Identifikation des Kontaktverhaltens zwischen Werkzeug und Probe werden nachfolgend detailliert erläutert.

5.4.1 Dynamische Kraftkalibrierung

Kernaufgabe bei der dynamischen Kalibrierung von Kraftmessungen ist die Durchführung einer präzisen Systemanalyse (siehe Bild 22), um das Kraftübertragungsverhalten des Werkzeugaufbaus zu bestimmen [188]. In Anlehnung an die von Fujii [128] vorgestellte Kalibriermethode wird die Struktur dazu mittels Impulshammer über ein vergleichsweise breites Frequenzspektrum angeregt. Die Einleitung des Kraftimpulses erfolgt im Zentrum der Stauchbahn und somit an der Position, an der sich während des Umformens die Probe befindet. Dazu wird ein Miniaturimpulshammer Modell o86E8o von PCB Piezotronics eingesetzt, der über einen kalibrierten Kraftsensor verfügt und mittels einer elektromechanischen Vorrichtung automatisiert und reproduzierbar angetrieben wird. Aufgrund der geringen Masse des Impulshammers von etwa 5 g und der hohen Eigenfrequenz von über 100 kHz eignet sich dieser zur breitbandigen Anregung von Strukturen mit Frequenzen bis etwa 40 kHz [193].

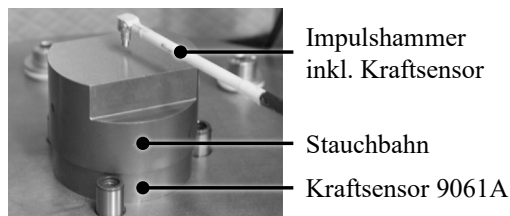


Bild 22: Systemanalyse und Ermittlung des Kraftübertragungsverhaltens nach [188]

Durch Einleitung des normal zur Stauchbahnoberfläche orientierten Kraftimpulses, werden im Unterwerkzeug überwiegend longitudinale Moden angeregt [188]. Die Erfassung der Systemantwort erfolgt über den Kraftsensor 9061A im Unterwerkzeug. Nach der Transformation von

Kraftimpuls und Systemantwort in den Frequenzbereich mittels diskreter FFT wird die Übertragungsfunktion $H(f)$ des Systems berechnet:

$$H(f) = \frac{\text{FFT}(\text{Signal Kraftsensor})}{\text{FFT}(\text{Signal Impulshammer})} \quad \text{Gl. 15}$$

Das auf diese Weise ermittelte Übertragungsverhalten der Versuchsaufbauten für 15 kHz und 20 kHz Schwingfrequenz ist in Bild 23 veranschaulicht. Wie bereits durch numerische Analysen prognostiziert, tritt beim 15-kHz-Aufbau im Bereich der Arbeitsfrequenz – die im Einsatz bei 15,1 kHz liegt – eine erhebliche Signalverstärkung um den Faktor 19,1 auf. Hingegen ist das Übertragungsverhalten des 20-kHz-Aufbaus mit 1,1 im Bereich der Arbeitsfrequenz (etwa 19,9 kHz) nahezu ideal.

Die Kenntnis des Kraftübertragungsverhaltens bildet die Basis der dynamischen Kraftkalibrierung. Unbearbeitete Kraftsignale werden mittels FFT in den Frequenzbereich transformiert und anschließend mit der Übertragungsfunktion des eingesetzten Aufbaus verrechnet [48]:

$$\text{FFT}(\text{Kalibrierte Kraftmessung}) = \frac{\text{FFT}(\text{Unbearbeitete Kraftmessung})}{H(f)} \quad \text{Gl. 16}$$

Die kalibrierte Kraftmessung liegt dann ebenfalls im Frequenzbereich vor und wird abschließend mithilfe der inversen FFT (IFFT) zurück in den Zeitbereich transformiert.

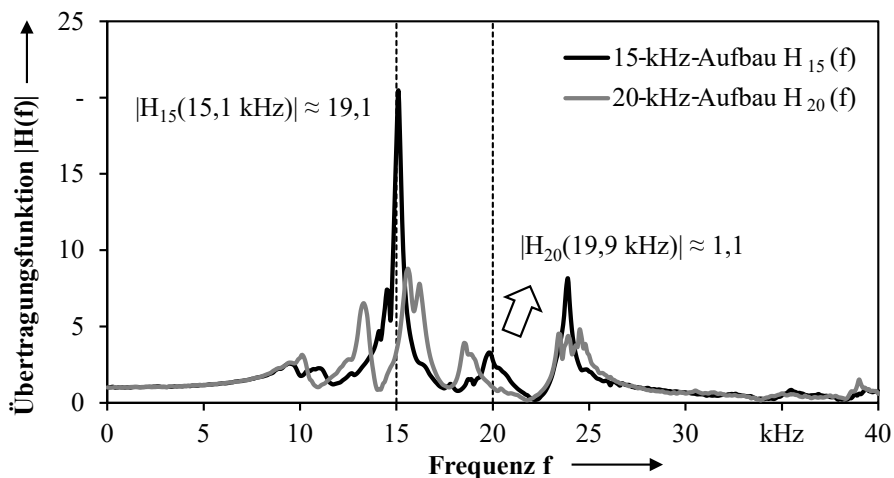


Bild 23: Kraftübertragungsverhalten der Werkzeugsysteme

In Bild 24 ist die dynamische Kalibrierung exemplarisch für einen ultraschallunterstützten Stauchversuch mit dem Werkstoff X17CrNi16-2 und 15 kHz Schwingfrequenz abgebildet. Der schwingende Kraftverlauf wird durch die maximale und minimale oszillatorische Kraft $F_{osz,max}$ bzw. $F_{osz,min}$ repräsentiert. Die mittlere Kraft F_m beschreibt den quasistatischen Kraftanteil. Erwartungsgemäß werden die dynamischen Kraftanteile bei Verwendung des 15-kHz-Werkzeugsystems extrem verstärkt. Trotz reiner Druckbelastung der Probe treten dadurch negative Kraftwerte auf. Nach der dynamischen Korrektur sind die zugehörigen Kraftanteile deutlich abgeschwächt und weisen plausible Werte im positiven Bereich auf. Der quasistatische Kraftanteil ist unbeeinflusst von der dynamischen Korrektur.

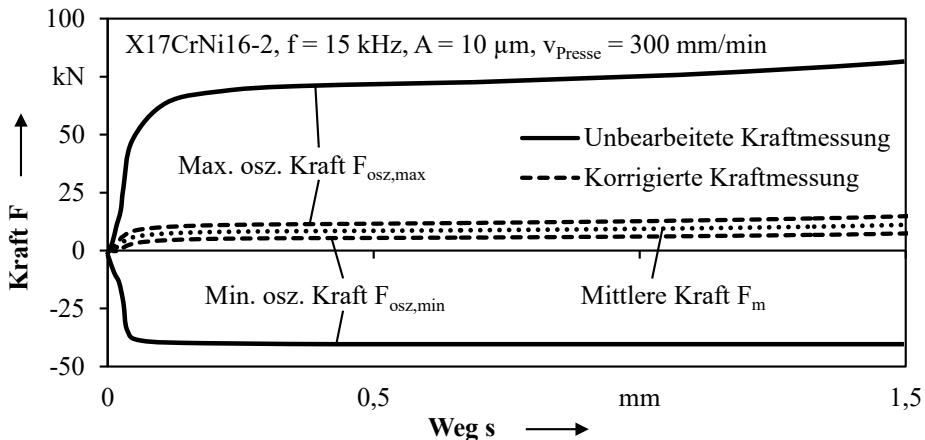


Bild 24: Exemplarische Kalibrierung des dynamischen Kraftanteils

Selbst bei erheblich verstärkter Kraftübertragung – wie beim Aufbau für 15 kHz Schwingfrequenz der Fall – liefert die eingesetzte Kalibriermethode somit plausible Ergebnisse. Die Zuverlässigkeit der Methode wurde anhand einer kombinierten experimentellen und numerischen Studie überprüft und bestätigt [188]. Im Rahmen der Prüfstandqualifizierung erfolgt zusätzlich eine Verifizierung auf rein experimenteller Basis.

Aufgrund der axialen Anregung der Werkzeugsysteme mittels Impulshammer beschränkt sich der Gültigkeitsbereich der Kalibriermethode rein auf axiale dynamische Effekte. Bei Auftreten anderer Schwingformen, beispielsweise Biegung und Torsion, ist die Anwendung unzulässig. Zudem stellt die bei der Strukturanalyse maximal erreichbare Anregungsfrequenz von 40 kHz eine Begrenzung dar. Hinsichtlich des Kraftübertragungsverhaltens oberhalb dieses Grenzwerts ist keine Aussage möglich.

5.4.2 Schwingungsverhalten von Ober- und Unterwerkzeug

Aufgrund des dominanten Einflusses der Schwingungsamplitude, der sich in zurückliegenden Untersuchungen nahezu ausnahmslos bestätigte, stellen Werkzeugschwingungen eine wesentliche Randbedingung bei ultraschallüberlagerten Umformexperimenten dar. Die Schwingbewegungen von Sonotrode und Stauchbahn nahe der Umformzone sind daher elementare Bewertungskriterien. Bild 25 veranschaulicht die vorgesehenen Messpositionen.

Die zeitsynchrone Erfassung der Schwingbewegung an mehreren Messstellen mittels Mehrpunkt-vibrometer wird im Rahmen dieser Untersuchung erstmals bei ultraschallüberlagerten Umformexperimenten angewendet. Da hierbei für alle Messstellen eine identische Messkette vorliegt, ist davon auszugehen, dass potenzielle Verzögerungseffekte während der Signalübertragung keinen Einfluss haben. Dies gestattet die zuverlässige Identifikation einer möglichen Phasenverschiebung der Ober- und Unterwerkzeugschwingung sowie die Ableitung der resultierenden Schwingungsamplitude. Die Datenauswertung erfolgt für zwei direkt an den Umformbereich angrenzende Messstellen, von denen sich eine an der Sonotrode (1) und eine an der Stauchbahn (2) befindet. Um bei Bedarf auch das Schwingverhalten an weiteren Werkzeugabschnitten analysieren zu können, stehen insgesamt 8 Messpunkte für MPV-Messungen zur Verfügung. Die Werkzeugoberflächen werden zur Verbesserung der Reflexionseigenschaften und damit der Messstabilität mit retroreflektierender Folie beklebt.

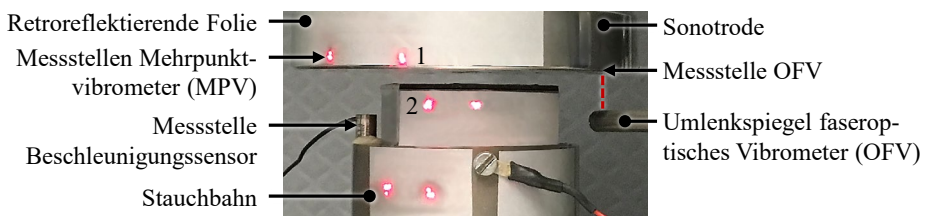


Bild 25: Schwingungsmessung an Sonotrode und Stauchbahn

Das MPV-System steht lediglich für einen begrenzten Zeitraum zur Verfügung, weshalb alternative Messstrategien erforderlich sind. Vergleichbare Messungen können auch durch kombinierte Nutzung von faseroptischem Laservibrometer OFV-551 und Hochleistungsbeschleunigungssensor erfolgen. Zur Erfassung der Sonotrodenbewegung wird der Laserstrahl des OFV dabei über einen Umlenkspiegel auf die Unterseite der Sonotrode fokussiert, die an der Messstelle mit retroreflektierender

Folie beklebt ist. Zur Detektion der Stauchbahnschwingung wird ein Beschleunigungsaufnehmer Brüel und Kjær Typ 4374 auf einen Absatz an der Stauchbahn geklebt. Anders als bei den MPV-Messungen unterscheiden sich die Messketten für die Messstellen 1 und 2 hier deutlich. Um zeitliche Verzögerungen bei der Signalübertragung zu berücksichtigen, erfolgen Referenzmessungen an identischer Position.

Die Relevanz der Phasenlage von Sonotroden- ($s_{osz,son}$) und Stauchbahnschwingung ($s_{osz,sb}$) zueinander kann anschaulich anhand der beiden Extremfälle phasengleich und gegenphasig beschrieben werden. Der Phaseneinfluss auf die an der Probe wirkende resultierende Schwingbewegung $s_{osz,res}$ ist in Bild 26 schematisch dargestellt. Die Schwingungsamplituden an Sonotrode und Stauchbahn sind in beiden Fällen identisch. Wie Bild 26a verdeutlicht, bewirkt eine phasengleiche Schwingbewegung die Abschwächung der eingebrachten Sonotrodenschwingung. Gegenphasiges Schwingen (Bild 26b) führt hingegen zu einer Verstärkung.

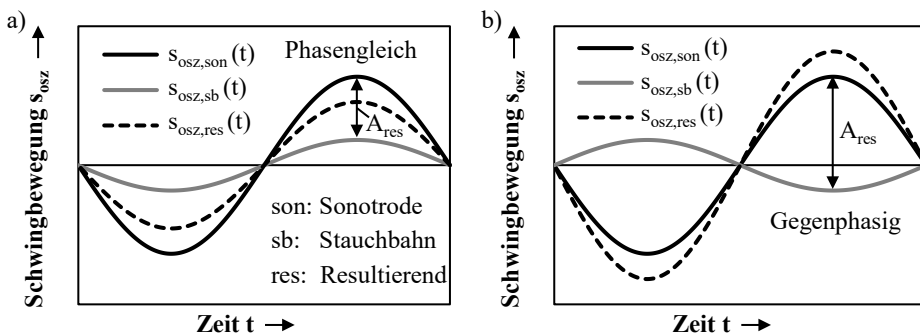
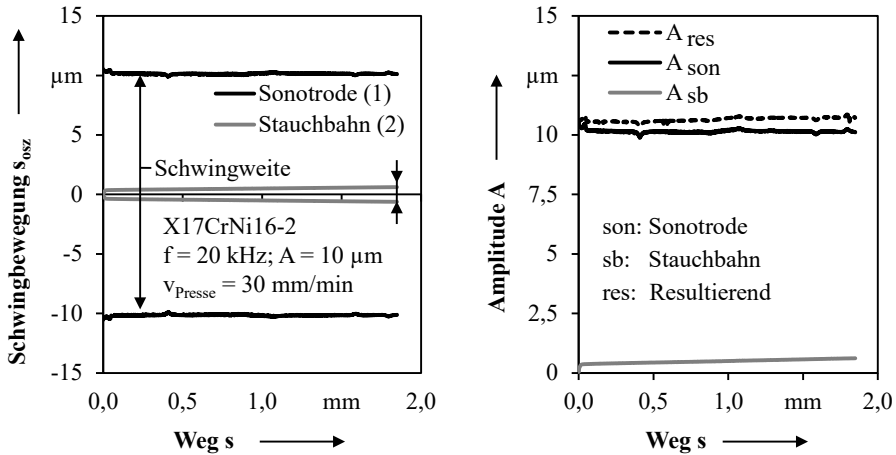


Bild 26: Resultierende Schwingbewegung zwischen Sonotrode und Stauchbahn

Unter der Annahme, dass die Schwingungsamplitude der Sonotrode A_{son} stets größer als die der Stauchbahn A_{sb} ist, wird die resultierende Schwingbewegung wie folgt berechnet:

$$s_{osz,res}(t) = s_{osz,son}(t) - s_{osz,sb}(t) \quad \text{Gl. 17}$$

Um das vorliegende Schwingungsverhalten anschaulich anhand einer einzelnen Messgröße beschreiben zu können, wird abschließend über die Schwingweite die resultierende Schwingungsamplitude A_{res} abgeleitet. In Bild 27 ist dies exemplarisch für einen ultraschallüberlagerten Stauchversuch mit dem Werkstoff X17CrNi6-2, 20 kHz Schwingfrequenz und 10 μm nomineller Schwingungsamplitude dargestellt.

Bild 27: Ermittlung der resultierenden Schwingungsamplitude A_{res}

Die vom Schwingssystem eingebrachte Amplitude A_{son} liegt mit etwa $10,3 \mu\text{m}$ nahe am Nominalwert und wird aufgrund der Amplitudenregelung während des Umformens konstant aufrechterhalten. Die Schwingbewegung des Unterwerkzeugs ist im Vergleich dazu moderat ausgeprägt. A_{sb} steigt über den Prozessverlauf lediglich geringfügig von $0,4 \mu\text{m}$ auf $0,6 \mu\text{m}$ an. Sonotroden- und Stauchbahnschwingung verhalten sich dabei gegenphasig, weshalb die resultierende Amplitude A_{res} genau um den Betrag von A_{sb} verstärkt wird.

5.4.3 Identifikation des Kontaktzustands

Der spezifische Verlauf eines Kontaktmesssignals während des ultraschallunterstützten Stauchens ist in Bild 28 schematisch veranschaulicht. Typischerweise liegt zu einem definierten Zeitpunkt entweder zyklisches Abheben (Z) oder permanenter Dauerkontakt (D) vor. Das Dauerkontaktregime ist verhältnismäßig einfach zu identifizieren, da hier über einen längeren Zeitraum ein Spannungsniveau von 5 V (Kontakt) gehalten wird. Anders verhält es sich beim zyklischen Abheben. Wie Detailausschnitt a verdeutlicht, tritt bei idealem zyklischen Abheben ein periodischer Wechsel von Kontakt- und Kontaktlosphasen auf. Innerhalb einer Schwingungsperiode ändert sich der Kontaktzustand dabei genau zweimal. Dieser Idealzustand wird in der Realität allerdings kaum erreicht. Stattdessen kommt es zu kurzen, unregelmäßig ausgeprägten Phasen, in denen der Zustand des Kontakts bzw. der Kontaktlosigkeit über mehrere Zyklen erhalten bleibt (siehe Detail b). Ursache dafür sind zufällige Prozesseinflüsse, wie das Verkippen der freiliegenden Stauchprobe in Entlastungsphasen.

Um die Aussagekraft der Kontaktmessung weiter zu erhöhen, wird der Kontaktzustand daher nicht für jede Schwingungsperiode, sondern über mehrere Zyklen hinweg identifiziert. Ein Intervall von 12 Schwingungen hat sich hierbei als zweckdienlich erwiesen.

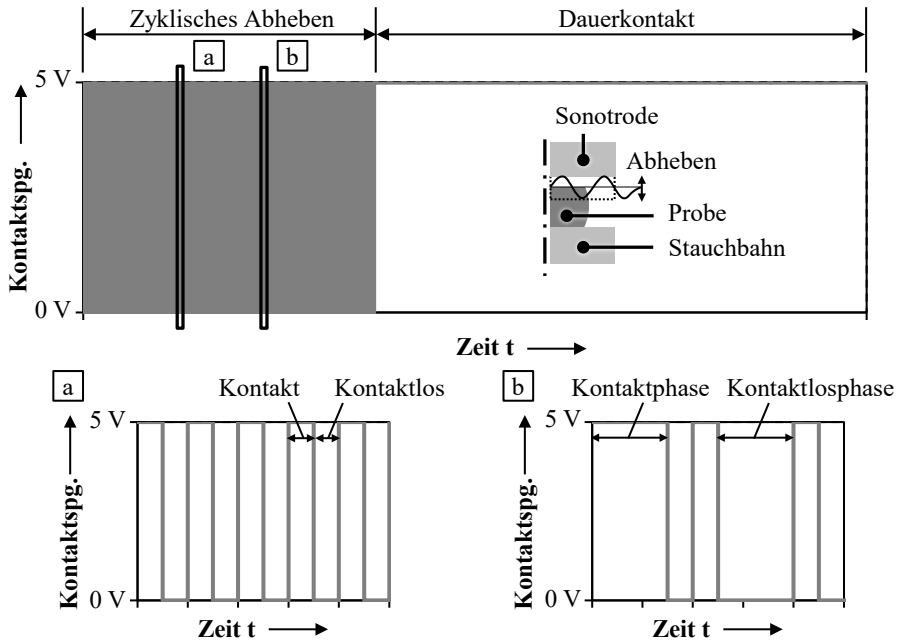


Bild 28: Messung des Kontaktzustands zwischen Werkzeug und Probe

Die Zuordnung erfolgt anhand von Algorithmen, welche die auftretende Anzahl der Kontaktwechsel und den prozentualen Anteil der Kontaktlosphasen mit Referenzwerten abgleichen. Abschließend wird das ermittelte Kontaktverhalten für jeden Einzelversuch mit grafischen Hilfsmitteln auf Plausibilität hin überprüft.

5.5 Qualifizierung

Zur Prüfstandqualifizierung werden folgende Aspekte hinsichtlich der definierten Anforderungen überprüft:

- Wirksamkeit der Schallschutzmaßnahmen,
- Einsatzverhalten des FKM-Probenhalters,
- Wiederholgenauigkeit und Prozessrobustheit,
- Schwingungsverhalten relevanter Werkzeugkomponenten und
- Zuverlässigkeit der dynamischen Kraftmessung.

Um die Wirksamkeit der Schallschutzkapsel zu testen, wurden sowohl bei offener als auch geschlossener Kapsel die auftretenden Lärmbelastungen während des ultraschallunterstützten Stauchens mit X₁₇CrNi16-2 und AW-6082 T6 mithilfe eines kalibrierten Mikrofons gemessen. Aufgrund der Nähe zum menschlichen Hörbereich erfolgten sämtliche Testversuche bei 15 kHz Schwingfrequenz. Durchgeführt wurden die Messungen von einem Sachverständigen für Schallschutz der Fa. Metal-Con an vier repräsentativen Positionen, die den Aufenthaltsort des Prüfstandbedieners abdecken. Die Ergebnisse der Schalldruckpegelmessungen belegen, dass bei geöffneter Kapseltür werkstoffunabhängig ein Tages-Lärmexpositionspegel von etwa 91 dB(A) und damit eine Überschreitung des Grenzwerts von 80 dB(A) auftritt. Bei geschlossener Kapseltür wird mit Tages-Lärmexpositionspegeln von 69,7 dB(A) für X₁₇CrNi16-2 und 61,3 dB(A) für AW-6082 T6 eine deutliche Grenzwertunterschreitung erreicht. Die Spitzenschalldruckpegel liegen sowohl bei geöffneter als auch geschlossener Tür mit 105 dB(C) und 90 dB(C) deutlich unterhalb des zulässigen Grenzwerts von 135 dB(C). Gefahrloses Arbeiten am Prüfstand ist somit gegeben. Da der angestrebte Beurteilungspegel für überwiegend geistige Tätigkeit von 55 dB(A) nicht erreicht wird, empfiehlt sich bei längeren Versuchsreihen die zusätzliche Verwendung persönlicher Schutzausrüstung.

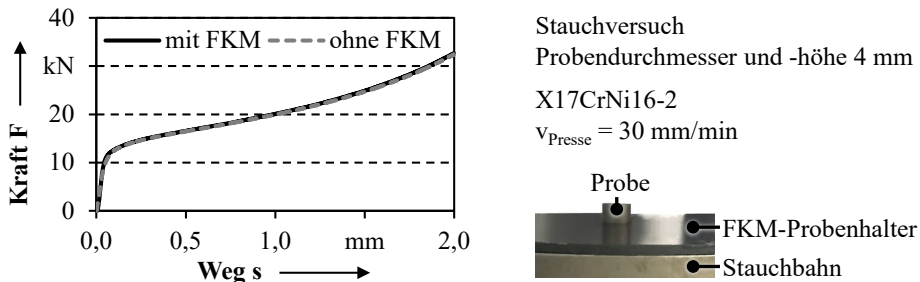


Bild 29: Einfluss des FKM-Probenhalters

Der zur Vermeidung des Probenwanderns eingesetzte FKM-Probenhalter stellt während des Stauchens eine radiale Begrenzung der Probenausdehnung dar. Trotz der günstigen Elastizitätseigenschaften des FKM-Materials ist ein verfälschender Einfluss auf Kraftmessungen nicht auszuschließen. Um dies zu überprüfen, werden Kraft-Weg-Verläufe aus Testversuchen mit und ohne Probenhalter hinsichtlich potenzieller Abweichungen untersucht. Repräsentativ ist dies in Bild 29 für den Werkstoff X₁₇CrNi16-2 dargestellt. Da die Kraft-Weg-Verläufe mit und ohne Probenhalter annähernd deckungsgleich sind, ist davon auszugehen, dass der FKM-Probenhalter die Kraftmessung nicht beeinflusst.

Aussagekräftige Grundlagenexperimente erfordern eine hohe Reproduzierbarkeit. Die mit dem entwickelten Prüfstand erreichbare Wiederholgenauigkeit wird in Bild 30 anhand repräsentativer Stauchversuche mit dem Werkstoff X17CrNi6-2, 15 kHz Schwingfrequenz und 10 μm Schwingungsamplitude veranschaulicht. Dargestellt sind die ermittelten Kraft-Weg-Verläufe, die Phasenlagen $\Delta\theta$ zwischen Sonotrode und Stauchbahn und die vorliegenden Amplituden für drei Wiederholversuche. Die Schwingbewegung der Stauchbahn ist hier vergleichsweise stark ausgeprägt. Zudem steigt A_{sb} über den Prozessverlauf von etwa 5 μm auf 6 μm an. Da die Sonotrode der Stauchbahn um etwa $\Delta\theta = 59^\circ$ vorausseilt, stellt sich jedoch eine resultierende Amplitude ein, die nahe am Nominalwert von 10 μm liegt. Insgesamt belegen die nahezu deckungsgleichen Kurvenverläufe, dass trotz der intensiven Schwingbewegung des Unterwerkzeugs bei sämtlichen Messgrößen eine hohe Reproduzierbarkeit über den gesamten Prozessverlauf gegeben ist. Um die Streuung von Einzelversuchen zu beschreiben, wird nachfolgend die mittlere Standardabweichung über den Kurvenverlauf angegeben.

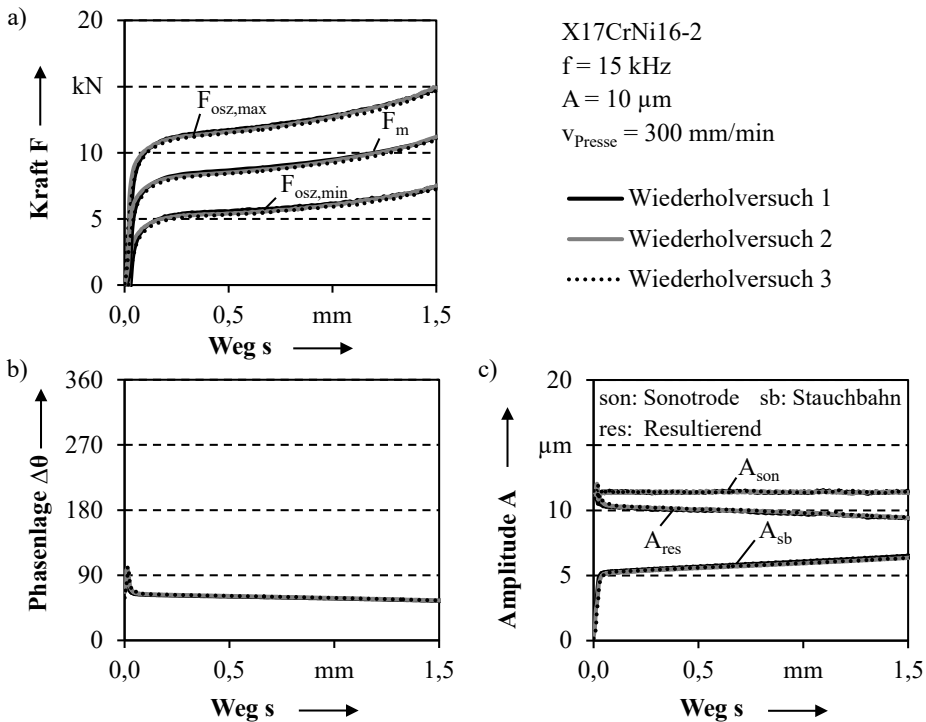


Bild 30: Wiederholgenauigkeit beim ultraschallunterstützten Stauchen

Das Schwingssystem wird bei Experimenten mit Ultraschallunterstützung bereits kurz vor dem Auftreffen der Sonotrode auf der Probe angeschwungen, um während des gesamten Umformvorgangs konstante Bedingung zu gewährleisten. Die Abschaltung erfolgt unmittelbar zu Prozessende. Neben der kontinuierlichen Prozessführung ist auch die kurzzeitige Ultraschallüberlagerung über ein definiertes Wegintervall möglich. Vorversuche ergaben, dass sich auch bei diesen Experimenten ein robustes und reproduzierbares Prozessverhalten einstellt [194]. Das Anschwingen unter Last kann bis etwa 8 kN ohne Komplikationen erfolgen.

Zur abschließenden Qualifizierung des Schwingverhaltens der Unterwerkzeuge wurden experimentelle Modalanalysen an dem in Abschnitt 4.3.1 beschriebenen Strukturanalyseprüfstand durchgeführt. Wie bereits mittels numerischer Analysen prognostiziert, weist der 15-kHz-Aufbau im Bereich der Erregerfrequenz eine prägnante axiale Eigenmode auf (siehe Bild 31). Der Aufbau für Experimente mit 20 kHz Schwingfrequenz zeigt im relevanten Frequenzbereich lediglich eine schwach ausgeprägte Kippbewegung der Stauchbahn. Da die Bewegungsauslässe dabei im pm-Bereich liegen, wird diese als unkritisch angesehen. Für die beiden Versuchsaufbauten stellt sich demnach bei Anregung mit der vorgesehenen Erregerfrequenz ein unterschiedliches aber stabiles Schwingungsverhalten ein. Die Abweichungen schränken zwar den direkten Vergleich von Experimenten mit 15 kHz und 20 kHz Schwingfrequenz ein, ermöglichen jedoch grundlegende Aussagen zum Einfluss des Werkzeugschwingungsverhaltens beim ultraschallüberlagerten Umformen.

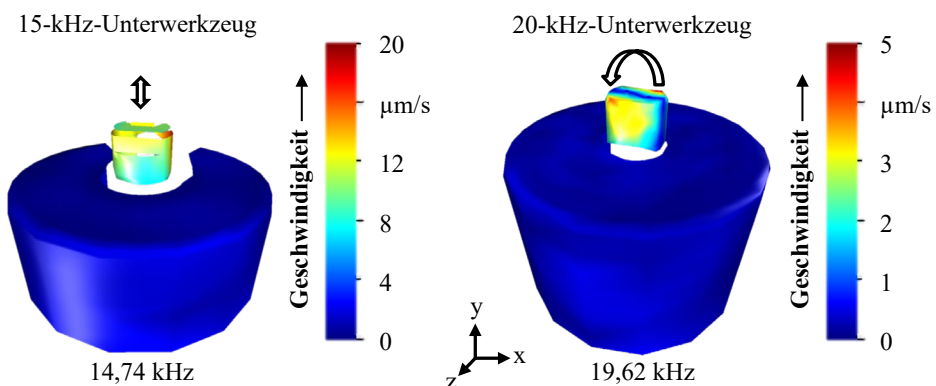


Bild 31: Experimentell ermittelte Eigenmoden der Unterwerkzeuge

Die experimentelle Überprüfung der Methodik zur dynamischen Kraftkalibrierung erfolgt durch Vergleichsmessungen an unterschiedlichen Messpositionen. Dabei wird die Prozesskraft, repräsentativ für den Stauchversuch mit X17CrNi16-2, $f = 20$ kHz und $A = 20 \mu\text{m}$, zusätzlich zum Kraftaufnehmer 9061A über eine Kraftmessschraube im Unterwerkzeug erfasst (siehe Bild 32). Verwendet wird eine PiezoBolt Kraftmessschraube der Fa. Consenses, die gleich dimensioniert ist wie die regulär eingesetzte Vorspannschraube und im Vorfeld bereits für quasistatische Messungen kalibriert wurde. Die dynamische Kalibrierung der Kraftmessungen erfolgt einheitlich gemäß der in Abschnitt 5.4.1 beschriebenen Vorgehensweise, wobei die sensorspezifischen Übertragungsfunktionen berücksichtigt werden.

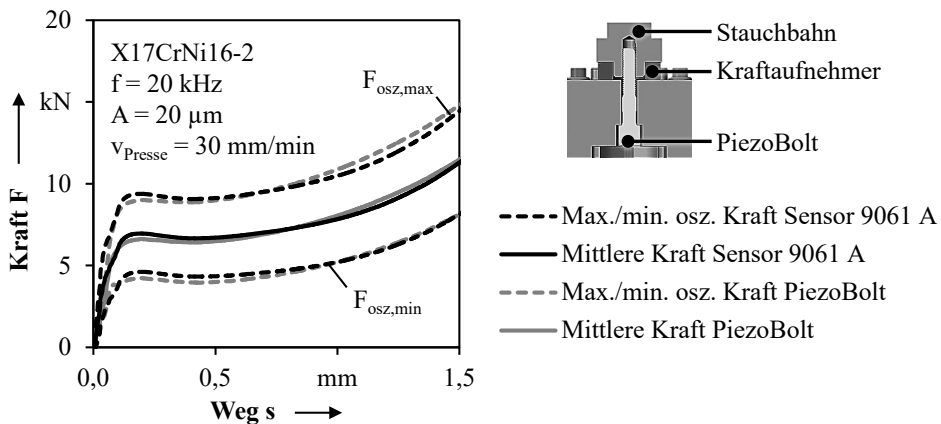


Bild 32: Qualifizierung der dynamischen Kraftkalibrierung

Trotz deutlicher Unterschiede hinsichtlich Sensorbauart und Messposition liegen nach der Kalibrierung nahezu identische Kraftverläufe vor. Die geringen Abweichungen am Prozessbeginn und -ende sind auf die Messungenauigkeit zurückzuführen. Es wird daher angenommen, dass der Einsatz der Kalibriermethode zuverlässige Prozesskraftanalysen gestattet.

Sämtliche Qualifizierungsmaßnahmen bestätigen somit die Einsatzfähigkeit des Prüfstands für ultraschallüberlagerte Umformexperimente.

6 Analyse des Prozessverhaltens und Identifikation von Einflussgrößen beim ultraschallunterstützten Stauchen

Unter Verwendung des vorgestellten Prüfstands sowie der zugehörigen Mess- und Auswertestrategien wird nachfolgend das grundlegende Prozessverhalten bei ultraschallunterstützten Stauchversuchen (USV) analysiert. Darauf aufbauend erfolgt die Identifikation wesentlicher Einflussgrößen. Als Bewertungsgrundlage wird vor den Experimenten mit Schwingungsüberlagerung zunächst das Umformverhalten der Versuchswerkstoffe unter schwingungsfreien Bedingungen untersucht.

6.1 Werkstoffcharakterisierung ohne Ultraschallüberlagerung

Intention der konventionellen Werkstoffcharakterisierung ist zum einen die grundlegende Analyse des belastungsrichtungs-, dehnraten- und temperaturabhängigen Fließverhaltens und zum anderen die Ermittlung von Kennwerten als Eingangsdaten für die numerische Prozessmodellierung. Zur Überprüfung der Belastungsrichtungsabhängigkeit erfolgen einachsige Zug-, Druck- und Zug-Druck-Versuche bei Raumtemperatur und $0,001 \text{ 1/s}$ Dehnrate. Die Dehnratenabhängigkeit wird in Zugversuchen mit $0,001 \text{ 1/s}$ und $0,05 \text{ 1/s}$ Dehnrate untersucht. In Stauchversuchen mit konstant erhöhter Temperatur T wird weiterhin die temperaturbedingte Absenkung des Fließbeginns quantifiziert. Bei den Stahlwerkstoffen dienen dabei die Temperaturen $20 \text{ }^\circ\text{C}$, $150 \text{ }^\circ\text{C}$, $300 \text{ }^\circ\text{C}$, $450 \text{ }^\circ\text{C}$ und $600 \text{ }^\circ\text{C}$ als Stützstellen. Die Aluminiumwerkstoffe werden bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$, $50 \text{ }^\circ\text{C}$, $100 \text{ }^\circ\text{C}$, $150 \text{ }^\circ\text{C}$ und $200 \text{ }^\circ\text{C}$ geprüft. Diese Temperaturbereiche wurden in Vorversuchen zum ultraschallunterstützten Stauchen ermittelt und beinhalten die, während der nachfolgenden Untersuchungen erwarteten, Maximaltemperaturen. Als Referenzstelle für Temperaturmessungen dient einheitlich das Zentrum der Probenmantelfläche. Die Positionierung der Thermoelemente erfolgt mit $\pm 0,1 \text{ mm}$ Genauigkeit.

In Bild 33 sind die ermittelten Fließkurven aus einachsigen Zug- und Druckversuchen bei Raumtemperatur dargestellt. Weiterhin sind in Bild 34 die belastungs- und dehnratenabhängigen Veränderungen des Fließbeginns gegenübergestellt. Bei $X_{17}\text{CrNi}_{16-2}$ kommt es unter einachsiger Druckbelastung im Vergleich zu einachsiger Zugbelastung zur Erhöhung

der Fließgrenze von 657 MPa auf 796 MPa (siehe Bild 33a). Der Werkstoff besitzt somit ein deutlich ausgeprägtes zug-druck-asymmetrisches Verhalten. In ähnlicher Form tritt dieses Verhalten auch beim Werkstoff AC-43400 auf. Die Fließgrenze verdoppelt sich dabei nahezu von 112 MPa bei Zugbelastung auf 208 MPa bei Druckbelastung (Bild 33b). Die beiden übrigen Werkstoffe, S235JR und AW-6082 T6, weisen belastungsrichtungsunabhängig eine Fließgrenze von etwa 310 MPa auf und zeigen somit keine Zug-Druck-Asymmetrie des Werkstoffverhaltens. Hinsichtlich des Dehnrateneinflusses ist unter einachsiger Zugbelastung bei beiden Stahlwerkstoffen eine moderate Abhängigkeit festzustellen. Bei X17CrNi6-2 führt die fünfzigfache Erhöhung der Dehnrates von 0,001 1/s auf 0,05 1/s zu einem Anstieg des Fließbeginns um etwa 50 MPa.

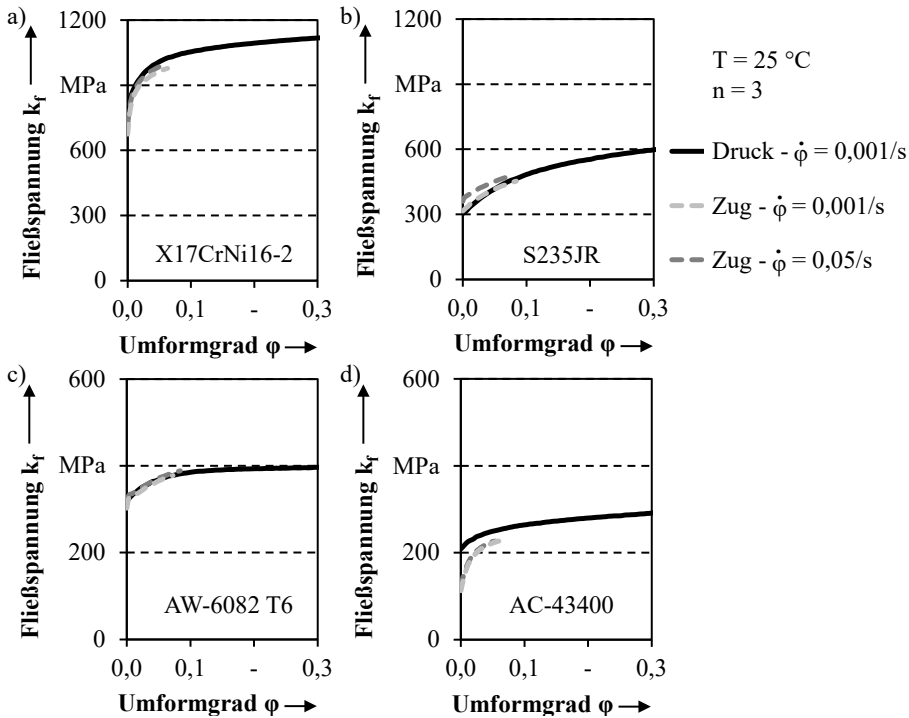
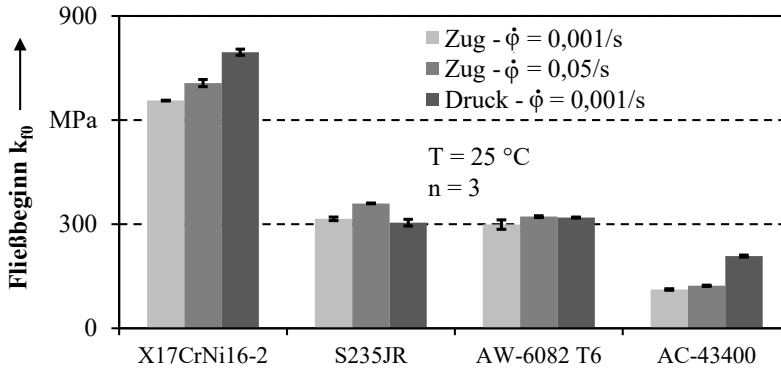


Bild 33: Fließverhalten der Werkstoffe X17CrNi6-2 (a), S235JR (b), AW-6082 T6 (c) und AC-43400 (d) unter einachsiger Zug- und Druckbeanspruchung

Bei S235JR liegt die Erhöhung mit etwa 45 MPa in einem ähnlichen Bereich, wobei hier im Vergleich zu X17CrNi6-2 insgesamt deutlich geringere Fließspannungswerte auftreten. Die Fließkurvenverläufe der Aluminiumlegierungen AW-6082 T6 (siehe Bild 33c) und AC-43400 (siehe Bild 33d) belegen, dass in beiden Fällen keine signifikante Dehnratenabhängigkeit vorliegt.

Bild 34: Fließbeginn k_0 der Werkstoffe bei einachsiger Zug- und Druckbeanspruchung

In Tabelle 8 sind weiterhin die aus den einachsigen Zugversuchen mit variierender Dehnrate ermittelten Zugfestigkeiten R_m , Gleichmaßdehnungen A_g und Bruchdehnungen A_5 für alle Versuchswerkstoffe angegeben. Bei X17CrNi16-2 steigt die Zugfestigkeit bei erhöhter Dehnrate geringfügig an, wobei die Gleichmaßdehnung nahezu unverändert bei etwa 6,1 % liegt. Dies gilt in ähnlicher Weise auch für AW-6082 T6, bei einer Gleichmaßdehnung von 7,5 %. Beim Werkstoff S235JR führt die Dehnraterhöhung neben einer leicht gesteigerten Zugfestigkeit zu einer Reduzierung der Gleichmaßdehnung von 21,8 % auf 19,8 %. Ähnlich tritt dies auch bei AC-43400 auf, wobei die Gleichmaßdehnung von 6,0 % auf 5,3 % sinkt.

Tabelle 8: Werkstoffkennwerte bei einachsiger Zugbeanspruchung

Kennwert	X17CrNi16-2	S235JR	AW-6082 T6	AC-43400
Zugfestigkeit R_m in MPa				
Dehnrate 0,001/s	915 ± 2	421 ± 1	352 ± 2	215 ± 7
Dehnrate 0,05/s	934 ± 2	434 ± 1	356 ± 2	217 ± 7
Gleichmaßdehnung A_g in %				
Dehnrate 0,001/s	6,2 ± 0,1	21,8 ± 0,1	7,5 ± 0,2	6,0 ± 0,4
Dehnrate 0,05/s	6,0 ± 0,1	19,8 ± 0,1	7,5 ± 0,3	5,3 ± 0,5
Bruchdehnung A_5 in %				
Dehnrate 0,001/s	9,8 ± 0,2	25,9 ± 0,4	16,2 ± 0,7	6,2 ± 0,4
Dehnrate 0,05/s	17,4 ± 0,1	35,0 ± 0,5	16,6 ± 0,8	5,3 ± 0,5

Hinsichtlich der Bruchdehnung führt die Dehnraterhöhung bei X17CrNi16-2 und S235JR zu einer deutlichen Steigerung von 9,8 % auf 17,4 % bzw. 25,9 % auf 35,0 %. Bei AW-6082 T6 ist kein signifikanter Dehnrateneinfluss erkennbar. Für AC-43400 stellt sich eine moderate

Reduzierung der Bruchdehnung von 6,2 % auf 5,3 % bei erhöhter Dehnrate ein. Die Werkstoffe X17CrNi16-2 und AC-43400 verfügen somit insgesamt über eine deutlich geringere Duktilität als die Werkstoffe S235JR und AW-6082 T6. Bei AC-43400 tritt der Probenbruch bereits unmittelbar nach Beginn der Einschnürung ein. Bei den Werkstoffen X17CrNi16-2, S235JR und AW-6082 T6 ist die Bruchdehnung stets größer als die Gleichmaßdehnung (siehe Tabelle 8), was ein Einschnüren vor dem Bruch belegt.

Das Werkstoffverhalten bei Zug-Druck-Wechselbelastung mit variierenden Vordehnungen ε_v von 1 %, 2 % und 5 % ist in Bild 35 dargestellt. Zur Verdeutlichung des Bauschingereffekts, dem Sinken der Fließgrenze nach einem Lastwechsel [37], sind neben den wahren Spannungs-Dehnungs-Verläufen die zugehörigen Bauschinger-Koeffizienten α angegeben. Diese beschreiben das Verhältnis aus dem Fließbeginn im Druckbereich nach erfolgtem Lastwechsel $k_{f0,Druck}$ und der zuvor erreichten maximalen wahren Zugspannung $\sigma_{w,Zug,Max}$.

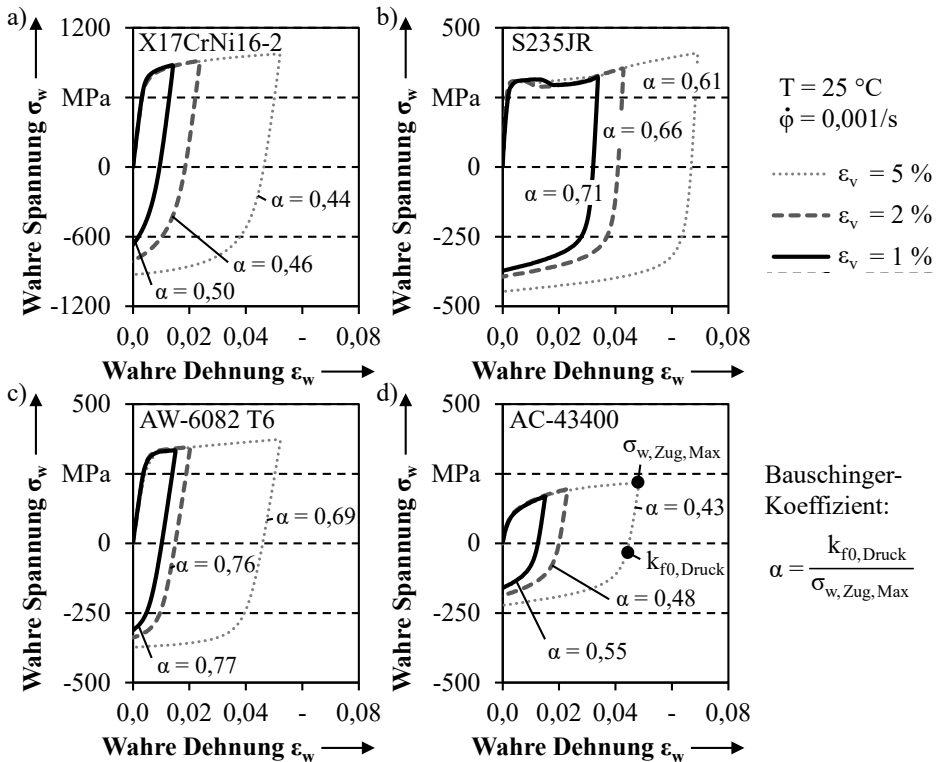


Bild 35: Zyklische Verfestigung der Werkstoffe X17CrNi16-2 (a), S235JR (b), AW-6082 T6 (c) und AC-43400 (d) bei Zug-Druck-Wechselbeanspruchung

Beim Werkstoff X17CrNi16-2 tritt unabhängig vom Grad der Zug-Vordehnung ein ausgeprägter Bauschingereffekt auf (siehe Bild 35a). Der Fließbeginn nach Lastwechsel ist mit etwa 435 MPa nur etwa halb so groß wie bei initialer Zugbelastung. Bei S235JR ist ein deutlich schwächerer Bauschingereffekt festzustellen (siehe Bild 35b). Der Fließbeginn nach Lastwechsel liegt für alle Vordehnungen im Bereich um 240 MPa und damit etwa 70 MPa unterhalb der Fließgrenze bei Erstbelastung. Auffällig ist weiterhin das Auftreten einer markant ausgeprägten Streckgrenze bei Erstbelastung. Dieses Verhalten ist typisch für kohlenstoffarme Stähle und wird auf das Losreißen blockierter Versetzungen aus Bereichen mit eingelagerten Zwischengitteratomen zurückgeführt [28].

Ebenfalls in abgeschwächter Form tritt die kinematische Verfestigung beim Werkstoff AW-6082 T6 auf (siehe Bild 35c). Plastisches Fließen setzt hier nach dem Lastwechsel konstant bei etwa 260 MPa ein, was im Vergleich zur Erstbelastung einer Absenkung um etwa 16 % entspricht. Eine nahezu identische Ausprägung des Bauschingereffekts liegt beim Werkstoff AC-43400 vor (siehe Bild 35d). Der Fließbeginn nach dem Lastwechsel ist um 16 % reduziert und beträgt etwa 94 MPa. Im Vergleich zur reinen Druckbelastung (Bild 34) ist allerdings ein deutlicher Einfluss der Zug-Vordehnung auf den Fließbeginn im Druckbereich erkennbar.

Die Temperaturabhängigkeit des Fließbeginns unter einachsiger Druckbelastung verdeutlicht Bild 36. Bei allen Versuchswerkstoffen sinkt k_{f0} mit zunehmender Temperatur deutlich ab.

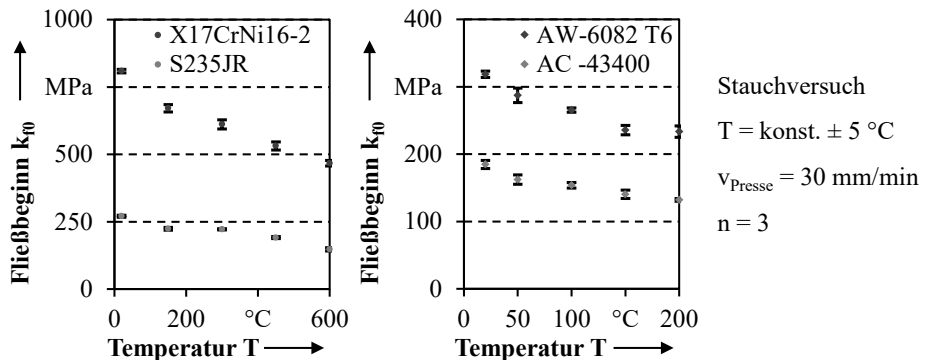


Bild 36: Temperaturabhängigkeit des Fließbeginns k_{f0} bei einachsiger Druckbeanspruchung

Im Temperaturbereich von 20 °C bis 600 °C verläuft die Absenkung beim Werkstoff X17CrNi16-2 nahezu linear von 809 MPa auf 467 MPa. Ähnlich tritt dies beim Werkstoff S235JR auf. Im identischen Temperaturbereich

sinkt die Fließgrenze hier von 280 MPa auf 147 MPa. Im Bereich zwischen 150 °C und 300 °C stellt sich jedoch bedingt durch die festigkeitssteigernde Wirkung der Blausprödigkeit ein konstanter Fließbeginn von etwa 222 MPa ein. Die Blauversprödung ist ein bekanntes Verhalten bei niedriglegierten Stahlwerkstoffen, das im Temperaturbereich zwischen 200 °C und 300 °C auftritt und auf Alterungsvorgänge zurückgeführt wird [26].

Für die Aluminiumwerkstoffe stellt sich im Temperaturbereich zwischen 20 °C und 200 °C ebenfalls eine näherungsweise lineare Absenkung der Fließgrenze ein. Bei AW-6082 T6 verläuft diese von 319 MPa auf 234 MPa, wobei im Bereich zwischen 150 °C und 200 °C tendenziell eine Sättigung festzustellen ist. Bei AC-43400 liegt für $T = 200$ °C ein Fließbeginn von 132 MPa vor, der im Vergleich zu Raumtemperatur um 53 MPa reduziert ist.

6.2 Versuchsprogramm und Auswertemethodik

Das Versuchsprogramm zur Analyse des Prozessverhaltens bei ultraschallunterstützten Stauchversuchen ist in Tabelle 9 veranschaulicht. Für 20 kHz Schwingfrequenz (F_{20}) werden aller vier Versuchswerkstoffe getestet: der martensitische Edelstahl X17CrNi16-2, der Baustahl S235JR, die Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6 und die Aluminiumgusslegierung AC-43400. Die Prozessparameter Schwingungsamplitude A und Pressenvorschub v_{Presse} werden hierbei in einem vollfaktoriellen Versuchsplan auf drei bzw. zwei Stufen variiert, um deren Einflussnahme zu untersuchen. Zum Einsatz kommen die Nominalamplituden $0 \mu\text{m}$ (A_0), $10 \mu\text{m}$ (A_{10}) und $20 \mu\text{m}$ (A_{20}), wobei $0 \mu\text{m}$ dem konventionellen Stauchversuch (SV) ohne Schwingungsüberlagerung entspricht. Als Pressenvorschübe werden 30 mm/min (V_{30}) und 300 mm/min (V_{300}) verwendet. Sämtliche Experimente werden schmierstofffrei an mit Aceton gereinigten Proben durchgeführt, um Störeinflüsse durch Dämpfung oder Verkohlen zu vermeiden. Die Soll-Stauchung beträgt $s = 2,00 \text{ mm} \pm 0,05 \text{ mm}$. Je Parameterkombination werden insgesamt drei gültige Wiederholversuche ausgewertet.

Die werkstoffspezifische Prozessanalyse erfolgt überwiegend anhand der auftretenden Verläufe der maximalen oszillatorischen Prozesskraft $F_{\text{osz,max}}$ und der Probenerwärmung. Als Vergleichsgrößen dienen hierbei die mittels Schwingungsüberlagerung erzielte Kraftreduzierung ΔF , relativ zum Kraftniveau bei konventioneller Stauchung, und die maximale Proben-temperatur T_{max} . Die Referenzstelle für Temperaturmessungen befindet sich in der Mitte der Probenmantelfläche. Die Berechnung der Kraftredu-

zierung erfolgt einheitlich im Bewertungsintervall $s = 0,5-1,5$ mm. Zur aussagekräftigen Beurteilung der Prozesseinflüsse bei Ultraschallüberlagerung werden zudem die vorliegenden Werkzeugschwingungs- und Kontaktzustände erfasst und parameterabhängig gegenübergestellt. Weiterhin erfolgt die qualitative Analyse ultraschallbedingter Gefügeveränderungen anhand von Schlibbildern. Detailuntersuchungen zu beobachteten Erscheinungen und den zugrundeliegenden Ursachen folgen in den Kapiteln 7 und 8.

Tabelle 9: Versuchsprogramm ultraschallunterstützte Stauchversuche (USV)

Untersuchte Werkstoffe	
▪ Bei $f = 20$ kHz Schwingfrequenz (F20):	X17CrNi16-2, S235JR, AW-6082 T6, AC-43400
▪ Bei $f = 15$ kHz Schwingfrequenz (F15):	X17CrNi16-2, AW-6082 T6
Varierte Prozessparameter	
▪ Schwingungsamplitude A:	0 μm (A0), 10 μm (A10), 20 μm (A20)
▪ Pressenvorschub v_{Presse} :	30 mm/min (V30), 300 mm/min (V300)
Analysierte Zielgrößen	
▪ Verlauf der maximalen oszillatorischen Prozesskraft $F_{\text{osz,max}}$ und Kraftreduzierung ΔF relativ zum konventionellen Stauchversuch (SV)	
▪ Probenerwärmung und maximal erreichte Probentemperatur T_{max}	
▪ Werkzeugschwingungs- und Kontaktverhalten	
▪ Gefügeveränderungen	

Zusätzlich zu den Experimenten mit 20 kHz Schwingfrequenz wird repräsentativ für die Werkstoffe X17CrNi16-2 und AW-6082 T6 die grundsätzliche Übertragbarkeit der Ergebnisse auf 15 kHz Schwingfrequenz (F15) untersucht. Dabei ist zu beachten, dass aufgrund des unterschiedlichen Schwingungsverhaltens der beiden Unterwerkzeuge voraussichtlich abweichende resultierende Schwingungsamplituden bei identischer Nominalamplitude vorliegen. Eine frequenzabhängige Ergebnisbewertung wird daher großteils vermieden. Stattdessen steht der Einfluss des Werkzeugschwingungsverhaltens im Fokus dieser Teilanalyse.

6.3 Ultraschallüberlagertes Stauchen mit 20 kHz Schwingfrequenz

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Versuchsreihe mit 20 kHz Schwingfrequenz vorgestellt und analysiert. Die Ergebnisdarstellung erfolgt separat für jeden Versuchswerkstoff. Begonnen wird mit dem martensitischen Edelstahl X17CrNi16-2.

6.3.1 Edelstahl X17CrNi6-2

Die auftretenden Prozesskraft- und Temperaturverläufe beim ultraschallunterstützten Stauchen von Edelstahl X17CrNi6-2 mit 20 kHz Schwingfrequenz sind in Bild 37 abgebildet. In Bild 38 sind die zugehörigen resultierenden Kraftreduzierungen und die maximalen Probestemperaturen angegeben. Der rein elastische Prozessabschnitt zu Beginn des Stauchvorgangs ist weitestgehend unbeeinflusst von den überlagerten Werkzeug-schwingungen. Während der plastischen Umformung verläuft die maximale oszillatorische Kraft $F_{osz,max}$ bei Schwingungsüberlagerung hingegen auf deutlich geringerem Niveau als bei konventioneller Prozessführung (siehe Bild 37a). Gleichzeitig steigt die Probestemperatur drastisch an (siehe Bild 37b).

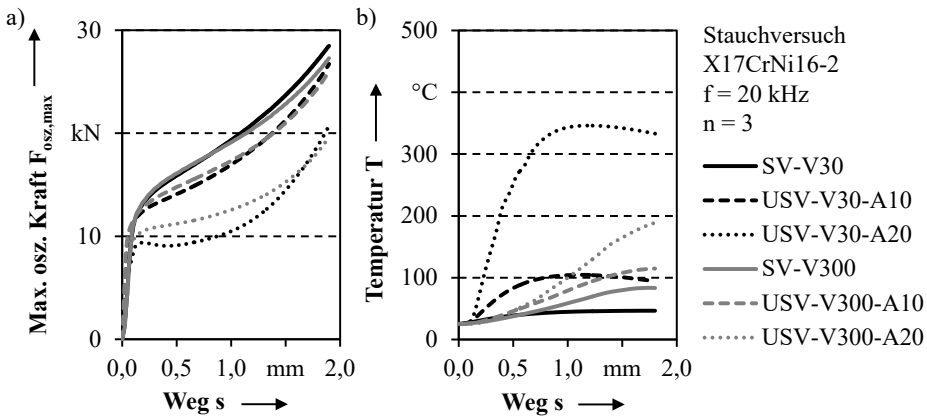


Bild 37: Prozesskraft (a) und Temperatur (b) bei USV mit X17CrNi6-2 und 20 kHz Schwingfrequenz nach [195]

In Übereinstimmung mit den Erkenntnissen von Blaha und Langenecker [95] führt die Erhöhung der Nominalamplitude somit, aufgrund des direkten Zusammenhangs mit der Menge an eingebrachter Schwingungsenergie, zu einer verstärkten Kraftreduzierung und Probenerwärmung. Bei $v_{Presse} = 30 \text{ mm/min}$ stellen sich für $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$ und $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$ relative Kraftreduzierungen von 12 % und 43 % ein (siehe Bild 38a). Im Vergleich dazu fallen diese bei $v_{Presse} = 300 \text{ mm/min}$ mit 9 % und 32 % für $10 \text{ }\mu\text{m}$ und $20 \text{ }\mu\text{m}$ Nominalamplitude, bedingt durch die kürzere Prozessdauer und die damit verbundene geringere Menge an eingebrachter Schwingungsenergie, schwächer aus.

Ähnliche Abhängigkeiten liegen hinsichtlich der Probenerwärmung vor (siehe Bild 38b). Während des konventionellen Stauchens mit 30 mm/min und 300 mm/min Vorschub sind in der Probenmitte lediglich geringe

umformbedingte Temperaturanstiege auf 47 °C und 84 °C festzustellen. Bei Schwingungsüberlagerung mit $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ kommt es für $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ zu deutlich gesteigerten Maximaltemperaturen von 105 °C und 350 °C. Aufgrund von Wärmeabfuhr in die angrenzenden Werkzeugkomponenten fällt die Probentemperatur nach Erreichen der Maximaltemperatur zum Prozessende hin geringfügig ab (siehe Bild 37b). Bei $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ liegen die Maximaltemperaturen für $10 \mu\text{m}$ und $20 \mu\text{m}$ Nominalamplitude mit 115 °C und 193 °C etwas niedriger. Die Maximaltemperaturen werden hier unmittelbar am Prozessende erreicht, da die Wärmeableitung bedingt durch die verkürzte Prozessdauer einen geringeren Einfluss hat.

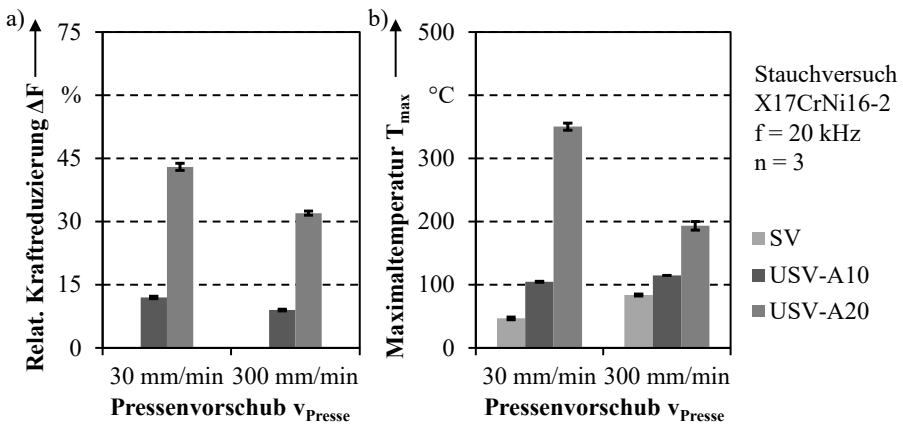


Bild 38: Relative Kraftreduzierung (a) und maximale Probentemperatur (b) beim ultraschallunterstützten Stauchen von X17CrNi16-2 mit 20 kHz Schwingfrequenz

Auffällig ist weiterhin, dass im Intervall zwischen 0,0 mm und 0,1 mm Stauchweg keine schwingungsbedingte Probenerwärmung gemessen wird. Zurückzuführen ist dies auf den Einfluss der Wärmeleitung von der Umformzone bis zur Messstelle an der Probenmantelfläche. Große Formänderungen treten bei Stauchversuchen bekanntermaßen im Bereich der Probenmitte und entlang der -diagonalen auf [196]. Die Schwingungsenergie wird gemäß Langeneckers Hypothese der Energieabsorption überwiegend in diesen, stark umgeformten, Probenabschnitten absorbiert und in Wärme umgewandelt [101]. Da sich die Referenzstelle für Temperaturmessungen in einem kaum umgeformten Bereich an der Probenmantelfläche befindet, kommt es dort zu einer kurzzeitig verzögerten Erwärmung infolge der Wärmeleitung. Eine alternative Messposition ist bedingt durch die Probenform und die eingeschränkten Zugänglichkeit nicht möglich. Anknüpfend an die Untersuchungen von Pohl [197] geht man jedoch von einem geringen Temperaturgradienten zwischen dem

Probenkern und dem Zentrum der Mantelfläche aus. Die genaue Temperaturverteilung im Probenquerschnitt wird in Abschnitt 7.4 mithilfe numerischer Analysen bestimmt.

Das zugehörige Schwingungsverhalten von Sonotrode und Stauchbahn sowie der vorherrschende Kontaktzustand zwischen Werkzeug und Probe sind in Bild 39 gegenübergestellt. Unabhängig von der Pressengeschwindigkeit liegen die tatsächlich angeregten Amplituden der Sonotroden-schwingung A_{son} mit $10,1 \mu\text{m}$ und $17,8 \mu\text{m}$ verhältnismäßig nahe an den jeweiligen Nominalamplituden (siehe Bild 39a). Die Stauchbahn führt dabei eine moderate Schwingbewegung mit bis zu $A_{\text{sb}} = 1,2 \mu\text{m}$ aus.

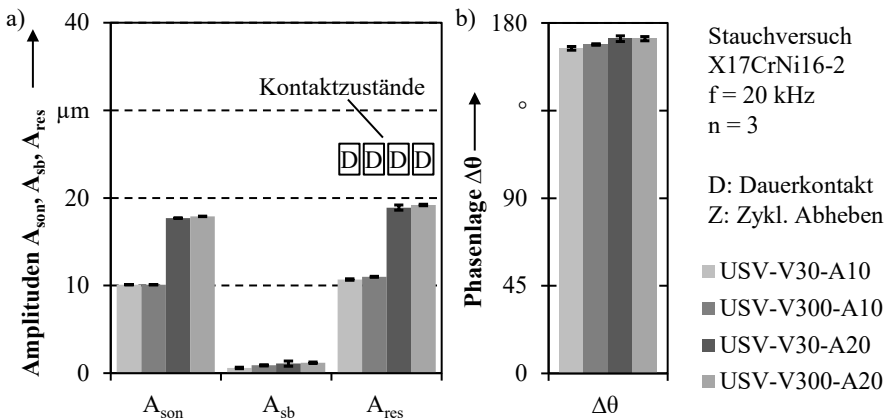


Bild 39: Schwingungsverhalten der Werkzeuge beim USV mit X17CrNi16-2 und 20 kHz Schwingfrequenz: a) Amplituden und Kontaktzustand, b) Phasenlage

Hinsichtlich der Phasenlage zwischen Sonotroden- und Stauchbahnschwingung ist parameterunabhängig ein nahezu ideales gegenphasiges Verhalten festzustellen (siehe Bild 39b). Da dies zur effektiven Verstärkung der über die Sonotrode eingeleiteten Schwingung führt, sind die resultierenden Schwingungsamplituden (siehe Bild 39a) mit $A_{\text{res}} \approx 10,8 \mu\text{m}$ und $A_{\text{res}} \approx 19,1 \mu\text{m}$ etwas höher als die zugehörigen Sonotrodenamplituden. Hinsichtlich des Kontaktzustands liegt bei X17CrNi16-2 für sämtliche Parameterkombinationen Dauerkontakt vor. Ein zyklisches Abheben des Werkzeugs von der Probe ist bei diesem Werkstoff somit nicht zu beobachten.

Repräsentative Gefügeaufnahmen längsgeschnittener Stauchproben nach dem konventionellen und dem ultraschallunterstützten Stauchen mit $f = 20 \text{ kHz}$ sind in Bild 40 gegenübergestellt. Aufgrund von Reibung und des Verzichts auf Schmierstoffe tritt bei allen Parameterkombinationen erwartungsgemäß eine moderate Probenausbauchung auf. Die deutlich

erkennbaren, radial ausbauchenden Fließlinien ermöglichen Rückschlüsse auf das Fließverhalten des Werkstoffs während des Stauchens.

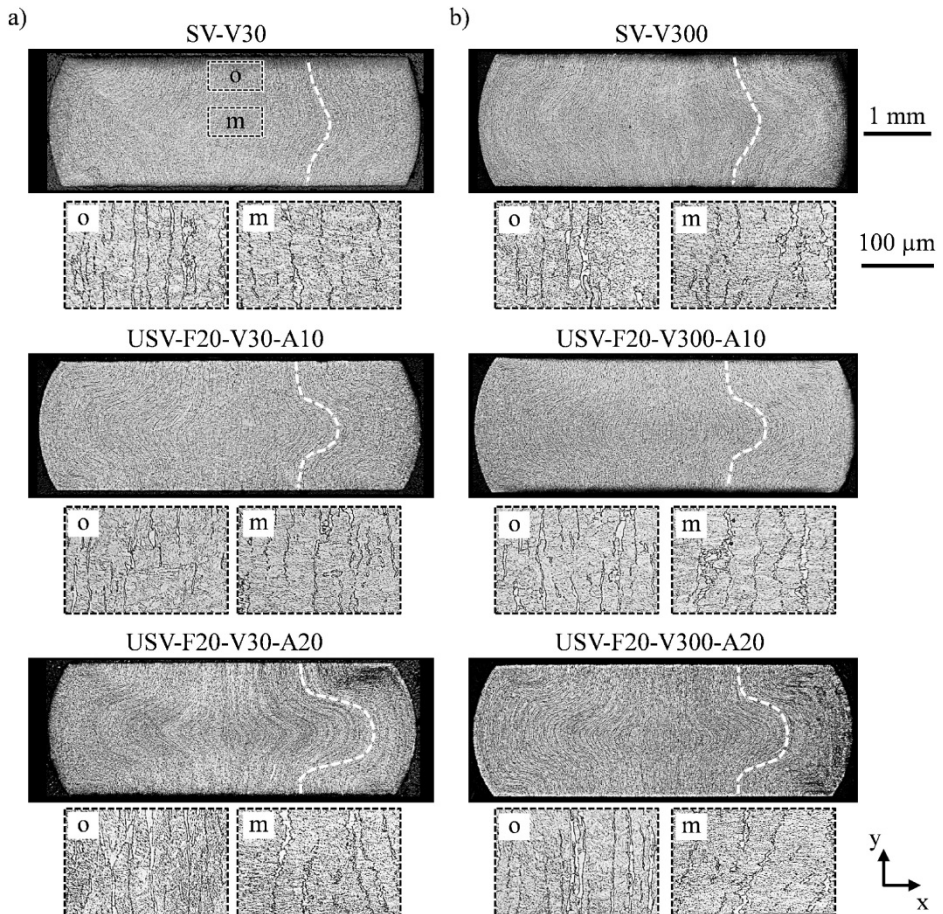


Bild 40: Gefügeaufnahmen X17CrNi6-2 nach SV und USV mit 20 kHz Schwingfrequenz sowie 30 mm/min (a) und 300 mm/min (b) Pressenvorschub

Bereits der qualitative Vergleich der Fließlinienausprägung offenbart deutliche Unterschiede zwischen konventioneller und ultraschallunterstützter Prozessführung. Während die Fließlinien beim konventionellen Stauchen lediglich eine geringe radiale Ausbauchung im Probenzentrum aufweisen, kommt es bei Ultraschallüberlagerung zur deutlichen Verstärkung dieses Effekts. Dies unterstützt die Schlussfolgerungen von Yao et al. [75], wonach die infolge der Schwingungsüberlagerung auftretende akustische Werkstoffentfestigung eine deutliche Absenkung der Fließgrenze bewirkt. Vor allem im stark umgeformten Probenzentrum führt die Ultraschallüberlagerung demnach zu einem gesteigerten Werkstofffluss in radialer Richtung. Tendenziell tritt dieses Verhalten bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$

(siehe Bild 40a) deutlicher auf als bei $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ (siehe Bild 40b). Als Ursache dafür ist erneut der vergleichsweise geringere Eintrag an Schwingungsenergie bei erhöhtem Pressenvorschub bzw. kürzerer Prozessdauer zu nennen. Detailaufnahmen des oberen (o) und mittleren (m) Probenbereichs zeigen hinsichtlich der Gefügezusammensetzung keine sichtbaren Unterschiede.

6.3.2 Baustahl S235JR

Die charakteristischen Kraft-Weg- und Temperatur-Weg-Verläufe beim konventionellen und ultraschallunterstützten Stauchen von Baustahl S235JR mit 20 kHz Schwingfrequenz sind in Bild 41 abgebildet. Bild 42 verdeutlicht die dabei auftretenden relativen Kraftreduzierungen und Maximaltemperaturen. Analog zu X17CrNi6-2 führt die Schwingungsüberlagerung zur signifikanten Absenkung der maximalen oszillatorischen Prozesskräfte und zur Erwärmung der Stauchproben.

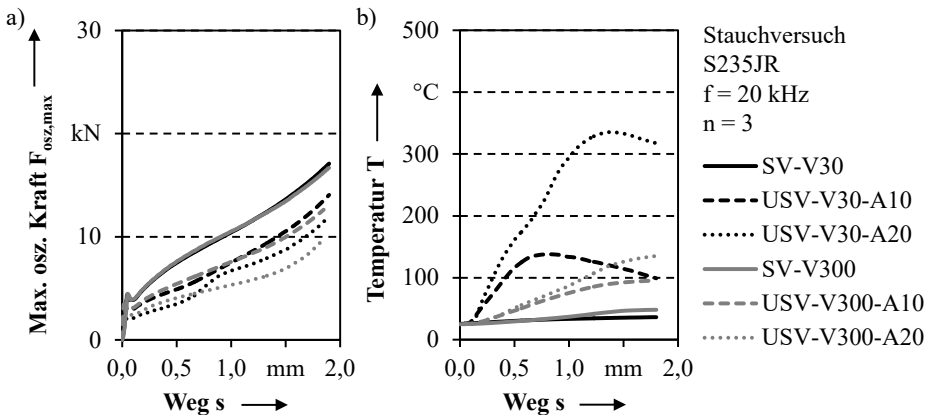


Bild 41: Prozesskraft (a) und Temperatur (b) bei USV mit S235JR und $f = 20 \text{ kHz}$

Bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ kommt es für $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ zu relativen Kraftreduzierungen von 28 % und 39 % (siehe Bild 42a). Im Gegensatz zu X17CrNi6-2 treten für S235JR bei $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ mit $\Delta F = 28 \%$ und $\Delta F = 49 \%$ für $10 \mu\text{m}$ und $20 \mu\text{m}$ Nominalamplitude verstärkte Kraftreduzierungen auf. Dieser Umstand ist zunächst unvereinbar mit der rein rechnerisch geringeren Menge an eingebrachter Schwingungsenergie bei erhöhtem Pressenvorschub. Verantwortlich ist jedoch ein sprunghafter Anstieg der Prozesskraft bei etwa $s = 0,7 \text{ mm}$ für 30 mm/min Pressenvorschub und $20 \mu\text{m}$ Nominalamplitude (siehe Bild 41a), der die kraftreduzierende Wirkung der Ultraschallüberlagerung bei dieser Parameterkombination abschwächt.

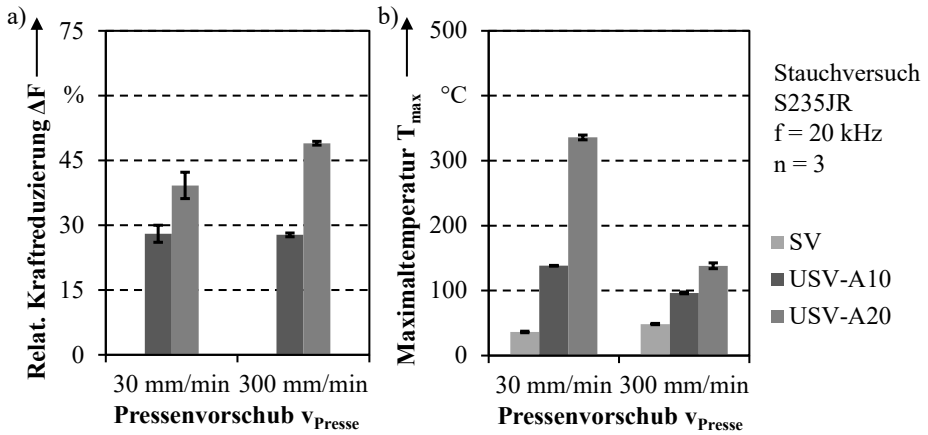


Bild 42: Relative Kraftreduzierung (a) und maximale Proben­temperatur (b) beim ultraschallunterstützten Stauchen von S235JR mit 20 kHz Schwingfrequenz

Hinsichtlich der Probenerwärmung (siehe Bild 42b) sind während des konventionellen Stauchens mit 30 mm/min und 300 mm/min geringe Temperaturanstiege auf maximal 36 °C bzw. 48 °C festzustellen. Durch Schwingungsüberlagerung mit $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ treten für $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ erneut deutlich erhöhte Maximaltemperaturen von 138 °C und 336 °C auf. Für 20 μm Nominalamplitude werden bei $s = 0,7 \text{ mm}$ Temperaturen von etwa 200 °C erreicht (siehe Bild 41b), wodurch es – wie in Abschnitt 6.1 beschrieben – zur Blauversprödung des Werkstoffs kommt [26]. Die damit verbundene Festigkeitssteigerung ist ursächlich für den beobachteten Kraftanstieg. Für $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ fallen die Maximaltemperaturen bei 10 μm und 20 μm Nominalamplitude mit 96 °C und 138 °C vergleichsweise geringer aus.

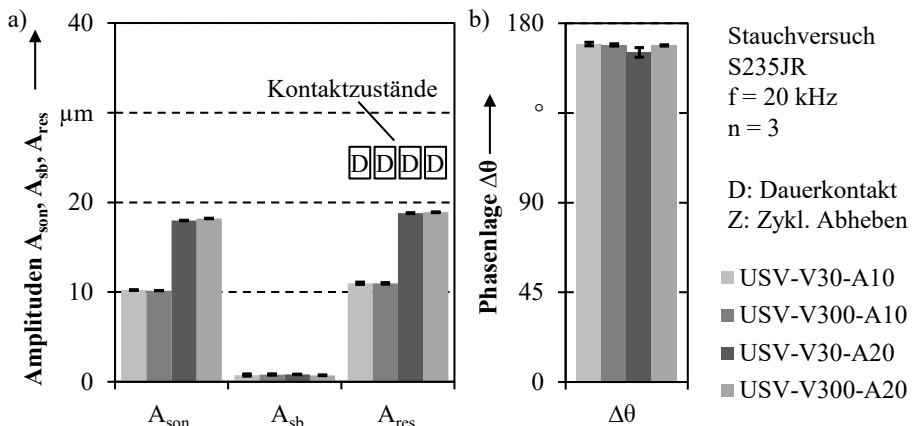


Bild 43: Schwingungsverhalten der Werkzeuge beim USV mit S235JR und 20 kHz Schwingfrequenz: a) Amplituden und Kontaktzustand, b) Phasenlage

Das zugehörige Werkzeugschwingungsverhalten und die vorherrschenden Kontaktzustände sind in Bild 43 dargestellt. Analog zu X17CrNi6-2 liegen die tatsächlich angeregten Amplituden der Sonotrodenschwingung mit $10,2\ \mu\text{m}$ und $18,1\ \mu\text{m}$ im Bereich der Nominalamplituden (siehe Bild 43a). Das Mitschwingen der Stauchbahn ist mit maximal $A_{sb} = 0,8\ \mu\text{m}$ nahezu vernachlässigbar. Hinsichtlich der Phasenlage (siehe Bild 43b) ist ein gegenphasiges Verhalten von Sonotrode und Stauchbahn festzustellen. Die resultierenden Schwingungsamplituden fallen daher mit $A_{res} \approx 11,0\ \mu\text{m}$ und $A_{res} \approx 18,9\ \mu\text{m}$ auch bei S235JR geringfügig höher aus als A_{son} . Parameterunabhängig herrscht stets Dauerkontakt zwischen Werkzeug und Probe vor.

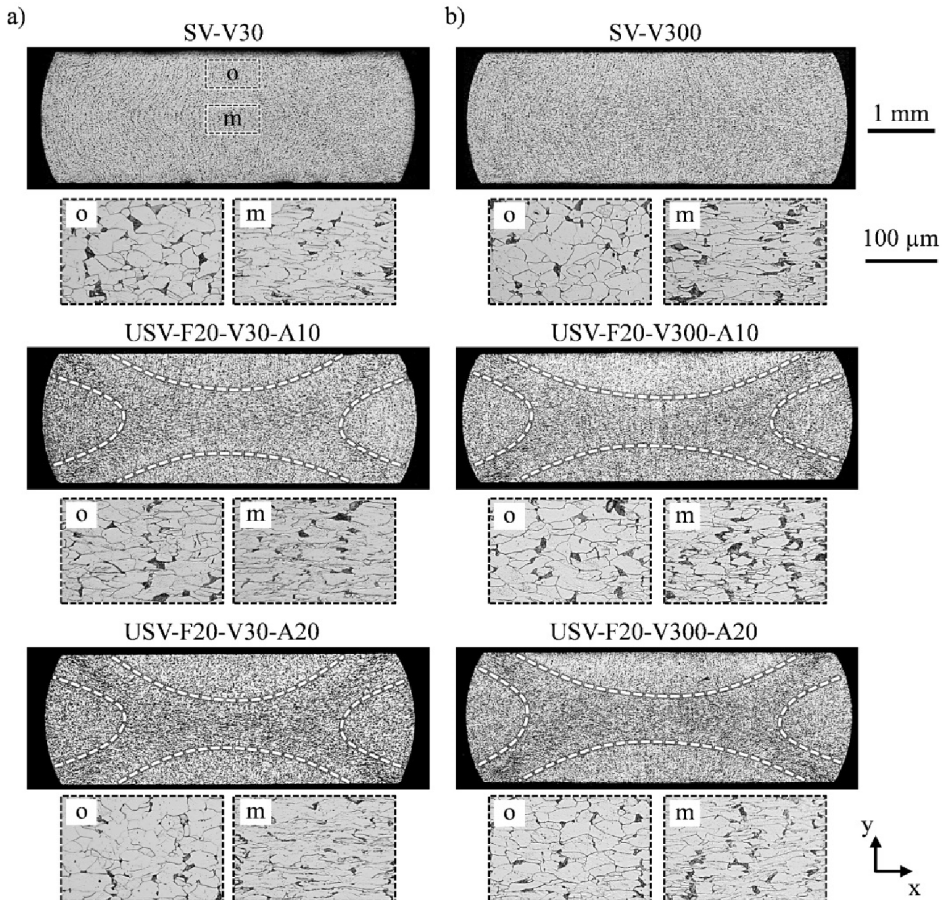


Bild 44: Gefügaufnahmen S235JR nach SV und USV mit 20 kHz Schwingfrequenz sowie 30 mm/min (a) und 300 mm/min (b) Pressenvorschub

Exemplarische Gefügeaufnahmen konventionell und ultraschallunterstützt umgeformter S235JR Stauchproben sind in Bild 44 abgebildet. Fließlinien sind bei diesem Werkstoff nach der ätztechnischen Präparation zwar nicht erkennbar, einzelne Körner jedoch gut. Bei qualitativem Vergleich von Gefügeaufnahmen aus Experimenten ohne und mit Ultraschallüberlagerung sind eindeutige Unterschiede hinsichtlich der Ausprägung des beim Stauchen üblichen Schmiedekreuzes zu erkennen. Da das Schmiedekreuz stark umgeformte Probenbereiche kennzeichnet, deuten diese auf eine Lokalisierung der Umformzone bei Schwingungsüberlagerung hin. Entlang der Probendiagonalen sind die Körner in Diagonalenrichtung orientiert. Im Probenzentrum sind diese transversal ausgerichtet. Wie anhand der Detailaufnahmen ersichtlich ist, tritt dort bei Schwingungsüberlagerung tendenziell eine radiale Kornlängung und axiale Kornstauchung auf, die in Abschnitt 7.5 weiter untersucht und quantifiziert wird. Im oberen Probenbereich sind keine schwingungsbedingten Veränderungen der Korngeometrie ersichtlich. Weiterhin sind auf Basis der qualitativen Gefügeanalyse keine Abhängigkeiten von den Prozessparametern festzustellen.

6.3.3 Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6

Die detektierten Prozesskraft- und Temperaturverläufe beim konventionellen und ultraschallüberlagerten Stauchen der Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6 mit variierenden Parametern sind in Bild 45 gegenübergestellt. Bild 46 veranschaulicht die dabei auftretenden relativen Kraftreduzierungen und Maximaltemperaturen.

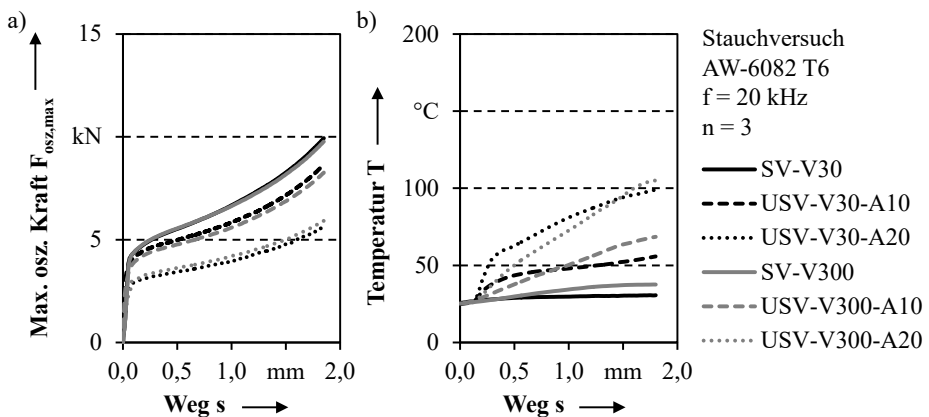


Bild 45: Prozesskraft (a) und Temperatur (b) bei USV mit AW-6082 T6 und 20 kHz Schwingfrequenz

Auch bei diesem Werkstoff kommt es durch Ultraschallüberlagerung zu einer schwingungsbedingten Reduzierung des Kraftbedarfs und zur Probenerwärmung. Bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ stellen sich für $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ relative Kraftreduzierungen von 12 % und 40 % ein (siehe Bild 46a). Im Vergleich dazu führt die Erhöhung der Pressengeschwindigkeit auf $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ mit $\Delta F = 16 \%$ für $A = 10 \mu\text{m}$ zur Verstärkung und mit $\Delta F = 37 \%$ für $A = 20 \mu\text{m}$ zur Verringerung der Entfestigungswirkung. Bei AW-6082 T6 sind somit uneinheitliche Reaktionen auf die Vorschub-erhöhung festzustellen, wobei der Geschwindigkeitseinfluss grundsätzlich gering ausfällt.

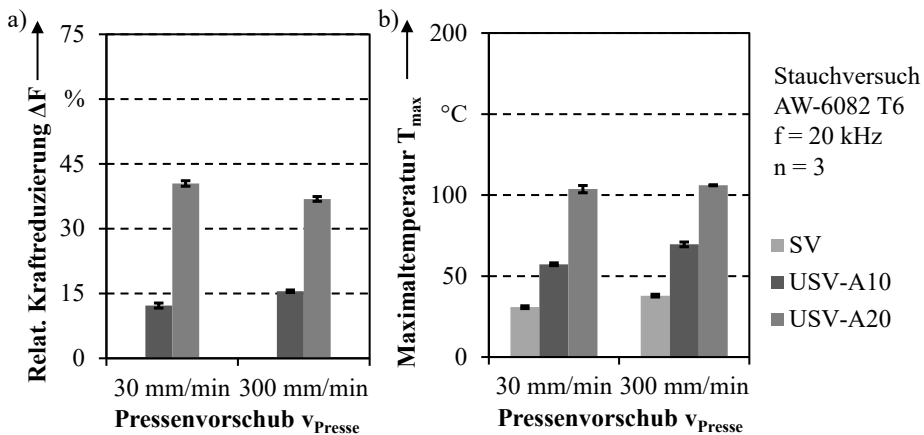


Bild 46: Relative Kraftreduzierung (a) und maximale Proben-temperatur (b) beim ultraschallunterstützten Stauchen von AW-6082 T6 mit 20 kHz Schwingfrequenz

Mit Maximaltemperaturen von 31 °C und 38 °C (siehe Bild 46b) findet beim konventionellen Stauchen unabhängig vom Pressenvorschub keine nennenswerte Probenerwärmung statt. Durch Schwingungsüberlagerung mit $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ kommt es für $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ wiederum zu erhöhten Maximaltemperaturen von 57 °C und 104 °C. Im Vergleich zu den Stahlwerkstoffen fallen diese jedoch geringer aus. Die Erhöhung der Pressengeschwindigkeit auf $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ führt, trotz der deutlich verkürzten Prozessdauer, zu einem weiteren Anstieg der Maximaltemperaturen auf 70 °C und 106 °C für 10 μm und 20 μm Nominalamplitude.

Die Analyse der Temperaturverläufe (siehe Bild 45b) verdeutlicht allerdings, dass die Maximaltemperaturen in diesem Fall lediglich eine eingeschränkte Aussagekraft besitzen. Bei 30 mm/min Pressenvorschub kommt es zu Prozessbeginn zu einem starken Temperaturanstieg um etwa 15 °C ($A = 10 \mu\text{m}$) bzw. 35 °C ($A = 20 \mu\text{m}$), der dann in eine moderate Kurvensteigung übergeht. Bei 300 mm/min Pressenvorschub treten hingegen amplitudenunabhängig verhältnismäßig konstante Kurvensteigun-

gen auf, die im überwiegenden Prozessabschnitt größer ausfallen als bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$. Für $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ werden daher letztendlich höhere Maximaltemperaturen erreicht. Legt man der Bewertung nun den gesamten Kurvenverlauf zugrunde, wird deutlich, dass die Wärmeeinbringung bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ – in Relation zu $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ – für $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$ deutlich höher ausfällt als für $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$.

Das Schwingungsverhalten von Sonotrode und Stauchbahn sowie die vorherrschenden Kontaktzustände zwischen Werkzeug und Probe sind in Bild 47 dargestellt. Analog zu den beiden zuvor analysierten Werkstoffen liegen die tatsächlich angeregten Sonotrodenamplituden A_{son} mit $10,2 \text{ }\mu\text{m}$ und $18,0 \text{ }\mu\text{m}$ nahe an den Nominalamplituden (siehe Bild 47a). Mit maximal $A_{\text{sb}} = 0,7 \text{ }\mu\text{m}$ schwingt die Stauchbahn nur unwesentlich mit. Die Phasenlagen zwischen Sonotroden- und Stauchbahnschwingung zeigen unabhängig von den Prozessparametern stets ein ideal gegenphasiges Verhalten (siehe Bild 47b). Die resultierenden Schwingungsamplituden sind daher im Vergleich zu den Sonotrodenamplituden mit $A_{\text{res}} \approx 10,7 \text{ }\mu\text{m}$ und $A_{\text{res}} \approx 18,5 \text{ }\mu\text{m}$ geringfügig erhöht.

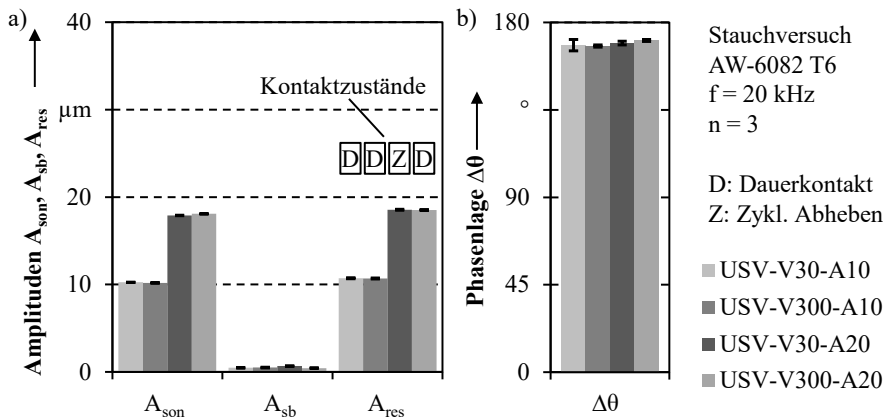


Bild 47: Schwingungsverhalten der Werkzeuge beim USV mit AW-6082 T6 und 20 kHz Schwingfrequenz: a) Amplituden und Kontaktzustand, b) Phasenlage

Abgesehen vom Experiment mit $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$ liegt durchweg Dauerkontakt zwischen Werkzeug und Probe vor. Der Eintritt des zyklischen Abhebens bei geringem Pressenvorschub und hoher Schwingungsamplitude bestätigt die Überlegungen von Liu et al. [67] und ist auf die Reduzierung der Sonotrodenrelativgeschwindigkeit in den Entlastungsphasen zurückzuführen. Ein signifikanter Prozesseinfluss durch zyklisches Abheben ist anhand der bisherigen Analysen nicht festzustellen. Detailliert wird dieser Aspekt in Abschnitt 7.6.1 untersucht.

Gefügeaufnahmen repräsentativer AW-6082 T6 Proben nach dem konventionellen und dem ultraschallunterstützten Stauchen mit 20 kHz Schwingfrequenz sind in Bild 48 gegenübergestellt. Die durch den Umformvorgang hervorgerufenen Fließlinien sind deutlich erkennbar.

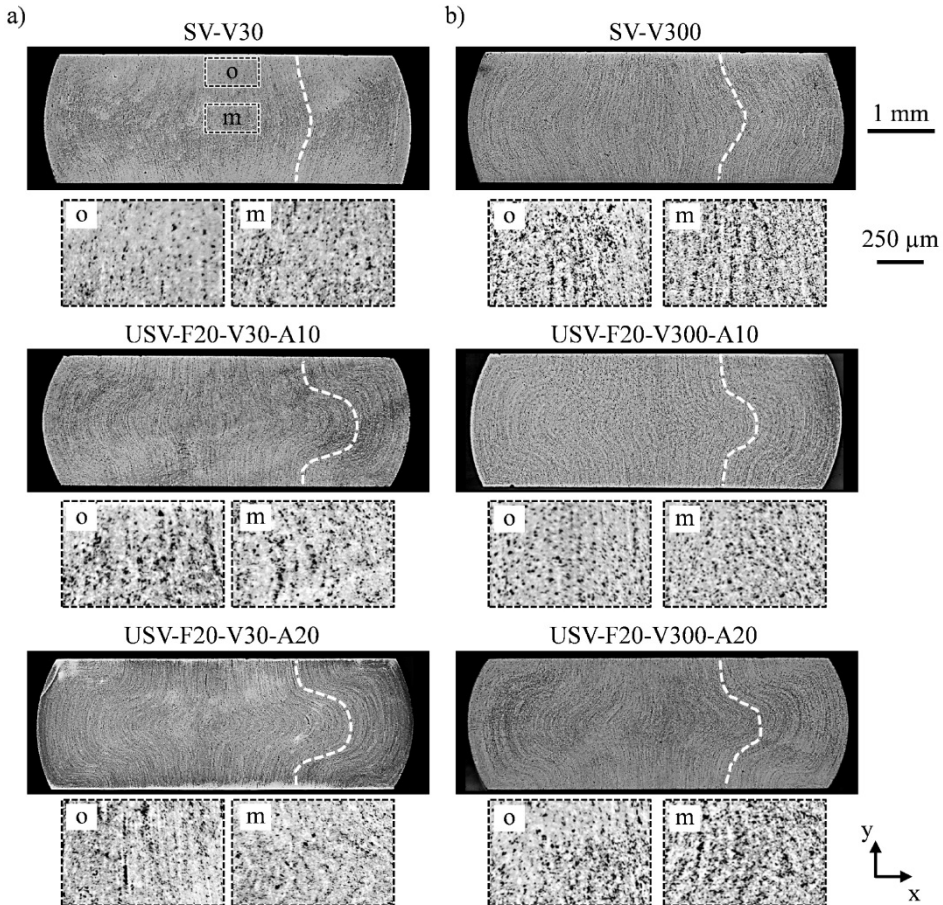


Bild 48: Gefügeaufnahmen AW-6082 T6 nach SV und USV mit 20 kHz Schwingfrequenz sowie 30 mm/min (a) und 300 mm/min (b) Pressenvorschub

Ähnlich wie bei X17CrNi6-2 tritt bei Schwingungsüberlagerung im Probenzentrum eine erheblich verstärkte Fließlinienausbauchung in radialer Richtung auf, was auf einen stark veränderten Werkstofffluss hindeutet. Bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ (Bild 48a) ist dieser Effekt tendenziell stärker ausgeprägt als bei $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ (Bild 48b). Ein systematischer Einfluss der Schwingungsüberlagerung auf die Größe und die Orientierung der Gefügeausscheidungen ist anhand der Detailaufnahmen nicht festzustellen.

6.3.4 Aluminiumgusslegierung AC-43400

Die auftretenden Kraft-Weg- und Temperatur-Weg-Verläufe beim konventionellen und ultraschallunterstützten Stauchen von Aluminiumguss AC-43400 mit 20 kHz Schwingfrequenz sind in Bild 49 dargestellt. Bild 50 beschreibt die zugehörigen relativen Kraftreduzierungen und Maximaltemperaturen.

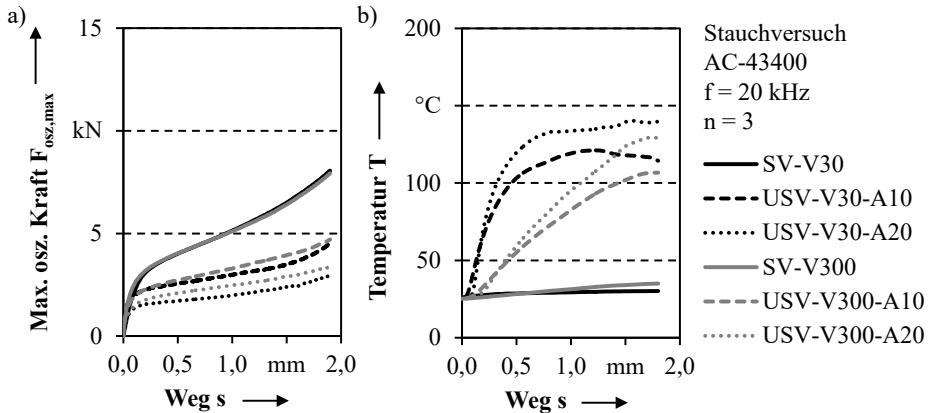


Bild 49: Prozesskraft (a) und Temperatur (b) bei USV mit AC-43400 und 20 kHz Schwingfrequenz

Bei den schwingungsfreien Experimenten ist kein wesentlicher Geschwindigkeitseinfluss detektierbar. Die Schwingungsüberlagerung resultiert bereits bei 10 μm Nominalamplitude in drastischen Prozesskraftreduzierungen von 42 % für $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und 36 % für $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ (siehe Bild 50a). Durch Steigerung der Nominalamplitude auf $A = 20 \mu\text{m}$ treten mit 61 % für $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und 52 % für $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ verstärkte Kraftreduzierungen auf. In Übereinstimmung mit den bisher gewonnenen Erkenntnissen führt die Verkürzung der Prozessdauer somit auch bei AC-43400 stets zur Abschwächung der schwingungsbedingten Entfestigungswirkung, die direkt von der eingebrachten Energiemenge abhängt.

Hinsichtlich der parallel zur Kraftreduzierung auftretenden Probenerwärmung liegt bei AC-43400 ein ähnliches Verhalten wie bei AW-6082 T6 vor. Im direkten Vergleich mit AW-6082 T6 ist der Temperaturanstieg bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ jedoch stärker ausgeprägt und es werden insgesamt gesehen höhere Temperaturniveaus erreicht. Für $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ treten bei Schwingungsüberlagerung mit $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ Maximaltemperaturen von 121 °C und 142 °C auf (siehe Bild 50b). Bei $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ liegen die Maximaltemperaturen für 10 μm und

20 μm Nominalamplitude mit 108 $^{\circ}\text{C}$ und 133 $^{\circ}\text{C}$ etwas niedriger. Beim konventionellen Stauchen mit 30 mm/min und 300 mm/min Pressenvorschub ist mit Maximaltemperaturen von lediglich 30 $^{\circ}\text{C}$ und 36 $^{\circ}\text{C}$ keine wesentliche Erwärmung festzustellen.

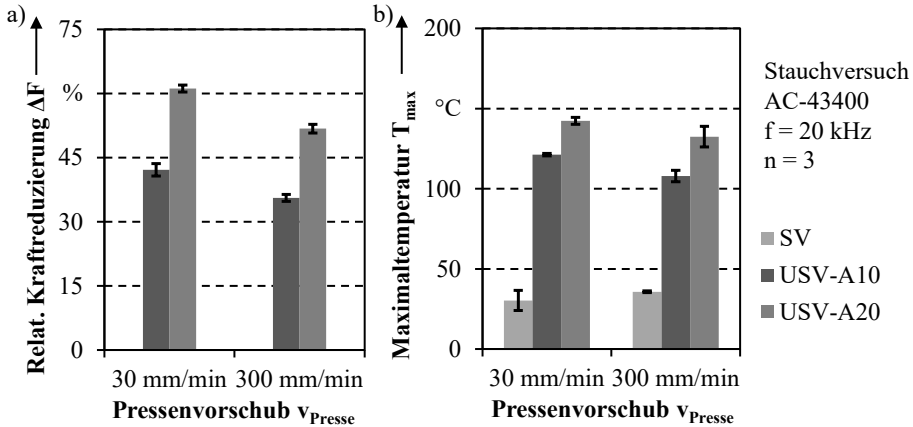


Bild 50: Relative Kraftreduzierung (a) und maximale Probestemperatur (b) beim ultraschallunterstützten Stauchen von AC-43400 mit 20 kHz Schwingfrequenz

Das während der Experimente vorliegende Werkzeugschwingungsverhalten sowie die auftretenden Kontaktzustände sind in Bild 51 dargestellt. Analog zu den bisher analysierten Werkstoffen werden die Nominalamplituden mit guter Genauigkeit erreicht.

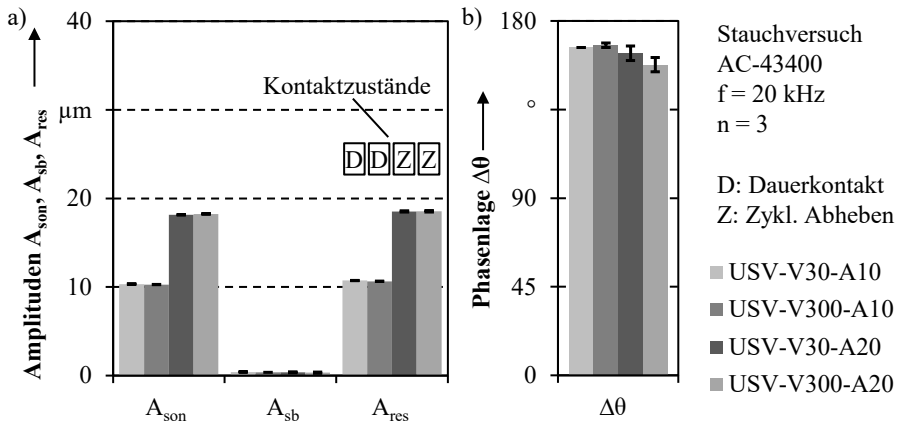


Bild 51: Schwingungsverhalten der Werkzeuge beim USV mit AC-43400 und 20 kHz Schwingfrequenz: a) Amplituden und Kontaktzustand, b) Phasenlage

Unabhängig von der Pressengeschwindigkeit betragen die tatsächlich angeregten Sonotrodenamplituden 10,3 μm und 18,2 μm bei 10 μm und 20 μm Nominalamplitude (siehe Bild 51a). Die Stauchbahn schwingt

gegenphasig zur Sonotrode mit einer maximalen Amplitude von $A_{sb} = 0,4 \mu\text{m}$ (siehe Bild 51b). Die resultierenden Schwingungsamplituden liegen dementsprechend mit $A_{res} \approx 10,6 \mu\text{m}$ und $A_{res} \approx 18,6 \mu\text{m}$ geringfügig höher als die zugehörigen Sonotrodenamplituden. Hinsichtlich des Kontaktzustands herrscht bei $A = 10 \mu\text{m}$ stets Dauerkontakt zwischen den Werkzeugen und der Probe vor. Hingegen tritt bei $A = 20 \mu\text{m}$ mit beiden Pressengeschwindigkeiten überwiegend zyklisches Abheben auf. Ein wesentlicher Einfluss des wechselnden Kontaktverhaltens auf die erzielbare Kraftreduzierung ist auch bei AC-43400 nicht festzustellen.

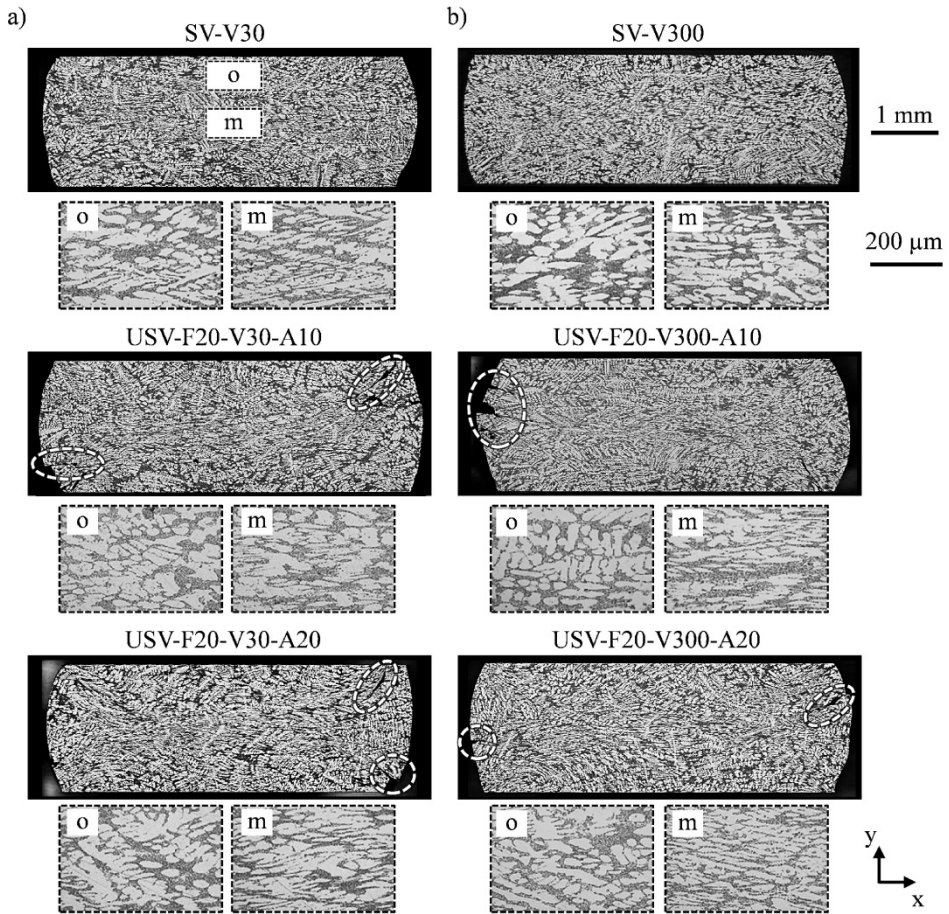


Bild 52: Gefügeaufnahmen AC-43400 nach SV und USV mit 20 kHz Schwingfrequenz sowie 30 mm/min (a) und 300 mm/min (b) Pressenvorschub

Repräsentative Gefügeaufnahmen von AC-43400 Stauchproben, die Umformungen mit und ohne Ultraschallüberlagerung erfahren haben, sind in Bild 52 gegenübergestellt. Eine Fließlinienanalyse ist auch bei diesem

Werkstoff mangels Sichtbarkeit nicht möglich. Die Dendritenform und -orientierung sind jedoch deutlich erkennbar. Deren Analyse weist auf eine verstärkte Kompression von Dendriten in der Probenmitte bei Ultraschallüberlagerung hin. In den Randzonen ist hingegen kein Einfluss auf die Dendritenform detektierbar. Auffällig ist allerdings, dass es bei Schwingungsüberlagerung zur Rissbildung an den Probenmantelflächen und in den Scherbändern kommt. Wie in Bild 49b deutlich zu sehen ist, wirkt sich dies störend auf die Temperaturmessungen im Zentrum der Mantelfläche aus. Insbesondere bei 30 mm/min Pressenvorschub treten daher ab etwa $s = 1$ mm unregelmäßige Schwankungen im Temperaturverlauf von bis zu 10 °C auf.

Es ist anzunehmen, dass die Überlagerung von Ultraschallschwingungen im Falle von AC-43400 zu einer verstärkten Werkstoffschädigung und zu einem verfrühten Versagenseintritt führt. Dieser Aspekt wird in Kapitel 8 näher untersucht.

6.4 Ultraschallüberlagertes Stauchen mit 15 kHz Schwingfrequenz

In einer weiteren Versuchsreihe wird nun exemplarisch für die Werkstoffe X17CrNi16-2 und AW-6082 T6 die Übertragbarkeit der für 20 kHz Schwingfrequenz gewonnenen Erkenntnisse auf 15 kHz Schwingfrequenz untersucht. Der Fokus wird dabei auf die erzielte relative Kraftreduzierung und die maximale Probertemperatur gelegt. Anknüpfend an die in Abschnitt 5.5 vorgestellte Prüfstandqualifizierung erfolgt der Vergleich unter Berücksichtigung des vorliegenden Werkzeugschwingungs- und Kontaktverhaltens, um beurteilen zu können, ob werkzeugbedingte Einflüsse auftreten.

6.4.1 Edelstahl X17CrNi16-2

In Bild 53 sind die erzielten relativen Kraftreduzierungen und Maximaltemperaturen beim ultraschallunterstützten Stauchen von X17CrNi16-2 mit 15 kHz Schwingfrequenz dargestellt. Hinsichtlich des Amplituden- und Geschwindigkeitseinflusses ist grundsätzlich ein analoges Verhalten wie für 20 kHz Schwingfrequenz (siehe Abschnitt 6.3.1 - Bild 38) festzustellen. Bei $v_{\text{Presse}} = 30$ mm/min kommt es für $A = 10$ μm und $A = 20$ μm zu relativen Kraftreduzierungen von 45 % und 64 %. Gemessen daran fallen die Kraftreduzierungen bei $v_{\text{Presse}} = 300$ mm/min mit $\Delta F = 38$ % und $\Delta F = 54$ % für 10 μm und 20 μm Nominalamplitude etwas schwächer aus.

Im Vergleich zu den mit $f = 20$ kHz erzielten Kraftreduzierungen tritt mit $f = 15$ kHz bei allen Parameterkombinationen eine verstärkte Entfestigungswirkung auf.

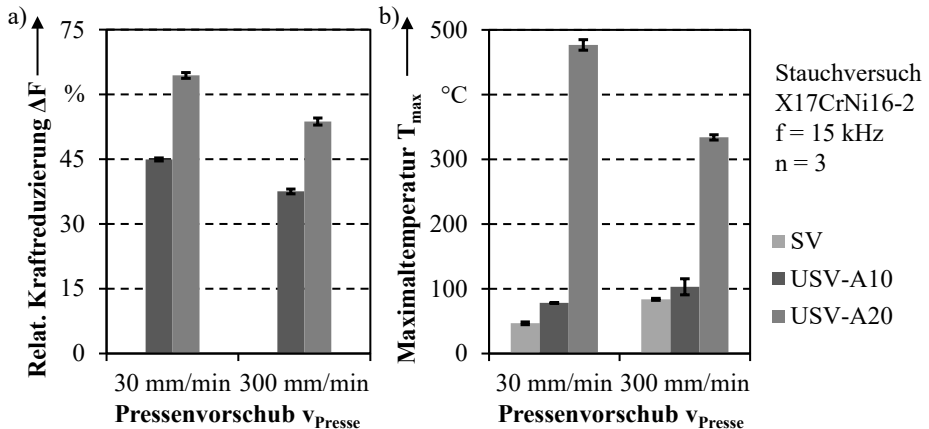


Bild 53: Relative Kraftreduzierung (a) und maximale Probestemperatur (b) beim ultraschallunterstützten Stauchen von X17CrNi16-2 mit 15 kHz Schwingfrequenz

Auch bezüglich der Maximaltemperaturen sind frequenzabhängige Unterschiede feststellbar. Für $A = 10 \mu\text{m}$ treten bei $v_{\text{Presse}} = 30$ mm/min und bei $v_{\text{Presse}} = 300$ mm/min mit 78°C und 103°C (siehe Bild 53b) in etwa vergleichbare Maximaltemperaturen wie bei 20 kHz Schwingfrequenz (siehe Abschnitt 6.3.1 - Bild 38b) auf. Für $A = 20 \mu\text{m}$ kommt es jedoch zum drastischen Anstieg der Maximaltemperaturen auf 477°C und 334°C bei 30 mm/min und 300 mm/min Pressenvorschub. Dieser unerwartet hohe Anstieg im Vergleich zu den für $f = 20$ kHz erzielten Werten ist zunächst nicht erklärbar. Ein aussagekräftiger Vergleich von Kraft- und Temperaturkennwerten bei variierender Frequenz erfordert allerdings die Berücksichtigung der jeweils vorherrschenden Werkzeugschwingungs- und Kontaktbedingungen.

Die zugehörigen Kennwerte für die Versuchsreihe mit 15 kHz Schwingfrequenz sind in Bild 54 abgebildet. Das durch die Systemeigenschaften festgelegte Schwingungsverhalten der Sonotrode entspricht mit $A_{\text{son}} = 11,4 \mu\text{m}$ und $A_{\text{son}} = 22,6 \mu\text{m}$ auch bei dieser Schwingfrequenz näherungsweise den Sollvorgaben von $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$. Im Gegensatz zu $f = 20$ kHz (siehe Abschnitt 6.3.1 - Bild 39a) liegen die Sonotrodenamplituden bei $f = 15$ kHz allerdings ober- statt unterhalb des Nominalwerts. Dies erklärt die verstärkte Kraftreduzierung bei 15 kHz Schwingfrequenz. Weiterhin ist bei $f = 15$ kHz ein starkes Mitschwingen der Stauchbahn festzustellen (siehe Bild 54a). Dies ist ein Effekt, der bei $f = 20$ kHz nicht auftritt.

Dementsprechend liegen mit $A_{sb} = 5,7 \mu\text{m}$ und $A_{sb} = 12,5 \mu\text{m}$ für $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ auch an der Stauchbahn hohe Amplituden vor.

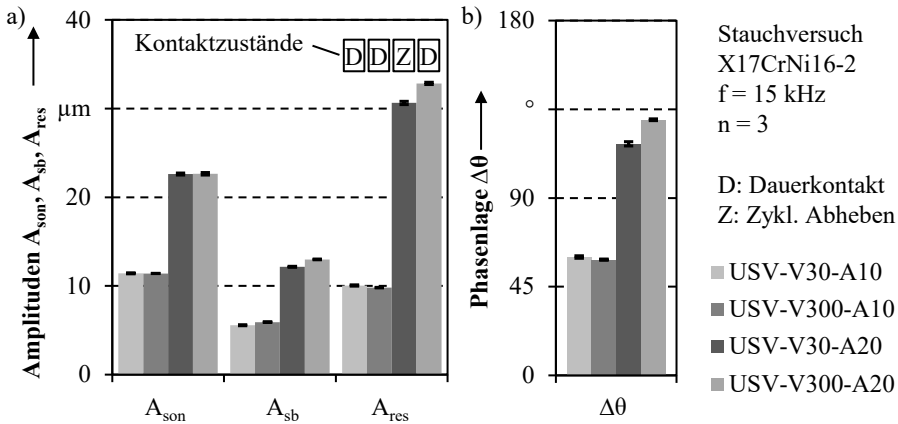


Bild 54: Schwingungsverhalten der Werkzeuge beim USV mit X17CrNi16-2 und 15 kHz Schwingfrequenz: a) Amplituden und Kontaktzustand, b) Phasenlage

In Verbindung mit uneinheitlichen Phasenverschiebungen zwischen Sonotroden- und Stauchbahnschwingung von $\Delta\theta \approx 60^\circ$ und $\Delta\theta \approx 120^\circ$ für $A = 10 \mu\text{m}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ (siehe Bild 54b) führt dies zur erheblichen Beeinflussung der resultierenden Schwingungsamplituden. Diese liegen bei $10 \mu\text{m}$ Nominalamplitude mit $A_{res} \approx 9,9 \mu\text{m}$ nahezu ideal am Soll-Wert. Hingegen treten bei $A = 20 \mu\text{m}$ mit $A_{res} \approx 31,7 \mu\text{m}$ extreme Amplitudenverstärkungen auf, die, bedingt durch den damit verbundenen erhöhten Energieeintrag, zweifelsfrei ursächlich für die hohen Kraftabsenkungen und die außerordentlich starken Temperaturanstiege sind. Bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ kommt es zudem zu dominantem zyklischen Abheben. Bei den übrigen Parameterkombinationen herrscht ausnahmslos Dauerkontakt vor.

6.4.2 Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6

Die vorliegenden relativen Kraftreduzierungen und Maximaltemperaturen beim ultraschallunterstützten Stauchen von AW-6082 T6 mit 15 kHz Schwingfrequenz sind in Bild 55 gegenübergestellt. In Übereinstimmung mit den für X17CrNi16-2 gewonnenen Erkenntnissen treten bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ auch für AW-6082 T6 mit $\Delta F = 29 \%$ und $\Delta F = 46 \%$ für $10 \mu\text{m}$ und $20 \mu\text{m}$ Nominalamplitude (siehe Bild 55a) verstärkte Kraftabsenkungen im Vergleich zu den Experimenten mit $f = 20 \text{ kHz}$ (siehe Abschnitt 6.3.3 - Bild 46a) auf. Dies gilt analog auch bei

$v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$, wobei die relativen Kraftabsenkungen 26 % und 36 % für $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$ und $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$ betragen.

Die Maximaltemperaturen (siehe Bild 55b) sind bei gleichem Pressenvorschub und identischer Nominalamplitude vergleichbar mit den für $f = 20 \text{ kHz}$ erreichten Temperaturniveaus (siehe Abschnitt 6.3.3 - Bild 46b). Mit $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ werden für $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$ und $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$ Werte von $54 \text{ }^\circ\text{C}$ und $130 \text{ }^\circ\text{C}$ erreicht. Mit $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ liegen die Maximaltemperaturen für $10 \text{ }\mu\text{m}$ und $20 \text{ }\mu\text{m}$ Nominalamplitude bei $74 \text{ }^\circ\text{C}$ und $88 \text{ }^\circ\text{C}$.

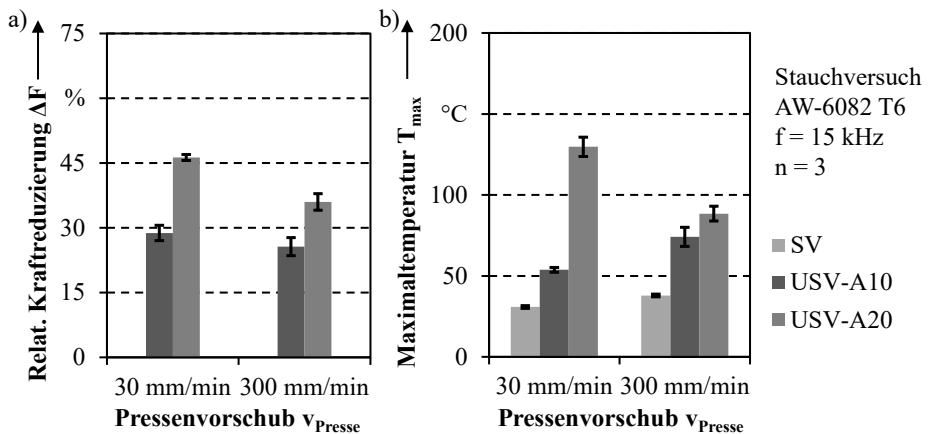


Bild 55: Relative Kraftreduzierung (a) und maximale Probestemperatur (b) beim ultraschallunterstützten Stauchen von AW-6082 T6 mit 15 kHz Schwingfrequenz

Bild 56 verdeutlicht das zugehörige Werkzeugschwingungs- und Kontaktverhalten. Die Sonotrodenamplituden sind mit $11,4 \text{ }\mu\text{m}$ und $22,2 \text{ }\mu\text{m}$ annähernd identisch mit den für $X_{17}\text{CrNi}16-2$ detektierten Werten und liegen geringfügig oberhalb der Nominalwerte $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$ und $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$. Auch bei AW-6082 T6 tritt für 15 kHz Schwingfrequenz ein vergleichsweise starkes Mitschwingen der Stauchbahn auf. Die entsprechenden Schwingungsamplituden an der Stauchbahn betragen $A_{\text{sb}} \approx 4,5 \text{ }\mu\text{m}$ und $A_{\text{sb}} \approx 6,5 \text{ }\mu\text{m}$ für $10 \text{ }\mu\text{m}$ und $20 \text{ }\mu\text{m}$ Nominalamplitude (siehe Bild 56a). Im Vergleich zu $X_{17}\text{CrNi}16-2$ fällt das Mitschwingen der Stauchbahn somit etwas geringer aus.

Hinsichtlich der Phasenlage zwischen Sonotrode und Stauchbahn (siehe Bild 56b) ist im Gegensatz zu den Experimenten mit $X_{17}\text{CrNi}16-2$ bei allen Parameterkombinationen konstant eine Verschiebung von etwa 75° festzustellen. Der Einfluss der Stauchbahnschwingung wird dadurch abgeschwächt, weshalb die resultierenden Amplituden mit $A_{\text{res}} \approx 11,0 \text{ }\mu\text{m}$ und $A_{\text{res}} \approx 22,1 \text{ }\mu\text{m}$ für $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$ und $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$ nahe an A_{son} liegen. Das

Kontaktverhalten entspricht dem für 20 kHz Schwingfrequenz. Bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$ kommt es zum zyklischen Abheben der Sonotrode von der Probe. Bei den übrigen Parameterkombinationen liegt Dauerkontakt vor.

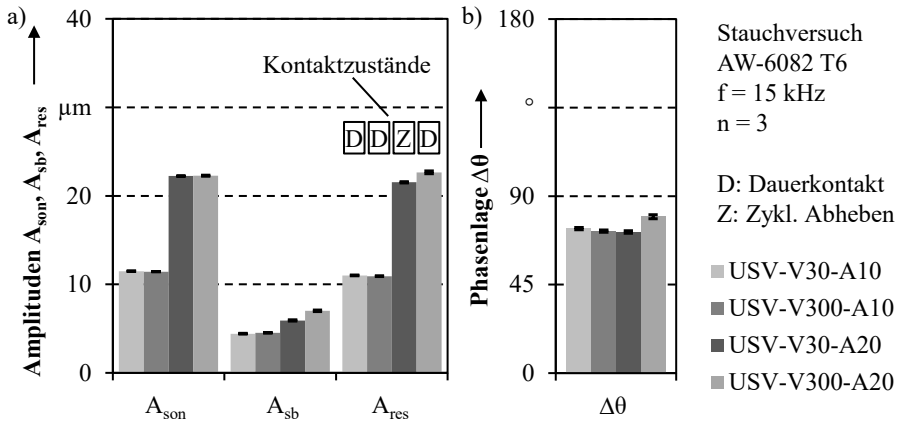


Bild 56: Schwingungsverhalten der Werkzeuge beim USV mit AW-6082 T6 und 15 kHz Schwingfrequenz: a) Amplituden und Kontaktzustand, b) Phasenlage

Im Gegensatz zu $f = 20 \text{ kHz}$ tritt bei $f = 15 \text{ kHz}$ somit teilweise ein werkstoffabhängiges und uneinheitliches Werkzeugschwingungsverhalten auf. Die grundlegende Prozesscharakteristik sowie die parameterabhängigen Einflüsse auf die Kraftabsenkung sind jedoch identisch.

6.5 Identifikation von Prozesseinflüssen und Zusammenhängen

Die Überlagerung von Ultraschallschwingungen führt beim Stauchen, unabhängig vom Werkstoff und den Prozessparametern, stets zur Reduzierung der erforderlichen Prozesskraft im Vergleich zu schwingungsfreier Umformung. Parallel dazu tritt eine deutliche Probenerwärmung auf, die Langeneckers Hypothese der Energieabsorption [101] unterstützt und zwangsläufig eine Werkstoffentfestigung bewirkt. In Übereinstimmung mit dem Stand der Forschung kann die Schwingungsamplitude hinsichtlich der Kraftreduzierung als dominante Einflussgröße identifiziert werden. Ursache ist die direkte Korrelation mit der eingebrachten Schwingungsenergie [95]. Entgegen den Schlussfolgerungen von Izumi [84] und Hung [60] stellt jedoch auch der Pressenvorschub, in etwas abgeschwächter Form, eine zentrale Einflussgröße dar. Ein geringerer Vorschub verursacht aufgrund der längeren Prozessdauer einen höheren Eintrag

an Schwingungsenergie und führt demnach tendenziell zur moderaten Verstärkung ultraschallbedingter Effekte. Die genaue Ausprägung des Amplituden- und Geschwindigkeitseinflusses ist allerdings stark werkstoffabhängig. Bei 20 kHz Schwingfrequenz, 30 mm/min Pressenvorschub und 20 µm nomineller Schwingungsamplitude beträgt die relative Kraftreduzierung beispielsweise 61 % für AC-43400, während lediglich 43 % für X₁₇CrNi16-2 erreicht werden. Weiterhin sind hinsichtlich der Ultraschallbeeinflussung keine allgemeingültigen Unterschiede zwischen Stahl- und Aluminiumwerkstoffen feststellbar. Die starke Werkstoffabhängigkeit wurde zuvor bereits in zahlreichen Studien bestätigt und weist eindeutig darauf hin, dass der Erklärungsansatz der akustischen Entfestigung bei der Ursachenanalyse von hoher Relevanz ist. Mithilfe rein mechanischer und tribologischer Mechanismen kann dieser Umstand nicht begründet werden.

Zudem bestätigt sich die Vermutung, dass das während der Experimente vorliegende Werkzeugschwingungsverhalten im Hinblick auf die Ergebnisbewertung eine hohe Relevanz besitzt. Da dieses in zurückliegenden Untersuchungen häufig nicht oder nur unvollständig erfasst wurde, ist ein direkter Vergleich von Ergebnissen nur bedingt möglich. Das Schwingungsverhalten der an die Prozesszone angrenzenden Werkzeugkomponenten wirkt sich unmittelbar auf die effektiv an der Probe ankommende Schwingungsamplitude aus und ist teilweise stark abhängig von den Prozessparametern sowie dem eingesetzten Probenwerkstoff. Bei 20 kHz Schwingfrequenz ist diese Abhängigkeit lediglich schwach ausgeprägt, weshalb bei der Parameter- und Werkstoffvariation eine gute Vergleichbarkeit gegeben ist. Bei 15 kHz Schwingfrequenz treten hingegen deutliche Abweichungen auf, welche die Vergleichbarkeit der Ergebnisse einschränken. Das grundlegende Prozessverhalten und die identifizierten Einflüsse sind jedoch frequenzunabhängig übertragbar. Hinsichtlich des Kontaktverhaltens ist festzustellen, dass bei hohen resultierenden Amplituden vermehrt zyklisches Abheben zwischen Sonotrode und Probe vorliegt. Tendenziell tritt dies begünstigt bei Aluminiumwerkstoffen und bei langsamem Pressenvorschub auf. Inwiefern die Veränderung des Kontaktzustands von Dauerkontakt zu zyklischem Abheben einen Einfluss auf die erzielbare Kraftabsenkung hat, ist bislang noch unklar, wird jedoch in Abschnitt 7.6.1 überprüft.

Erste Hinweise auf werkstoffbezogene Ursachen, die zur schwingungsbedingten Prozesskraftreduzierung beitragen, wurden anhand der qualitativen Gefügeanalysen gewonnen. Bei den Werkstoffen X₁₇CrNi16-2 und AW-6082 T6 führt die Schwingungsüberlagerung im stark umgeformten

Probenzentrum zu einer deutlich verstärkten Ausbauchung der Fließlinien in radialer Richtung. In ähnlicher Weise treten bei S235JR eine signifikante Veränderung der Korngeometrie und eine stark lokalisierte Umformung auf. Diese Erkenntnisse unterstützen die Beobachtungen von Liu et al. [89], die beim ultraschallüberlagerten Stauchen von Kupfer einen stark veränderten Werkstofffluss feststellten. Bei AC-43400 ist infolge der Schwingungsüberlagerung tendenziell eine verstärkte Kompression von Dendriten im Probenzentrum festzustellen. Zudem kommt es schwingungsbedingt zu einer begünstigten Rissbildung. Das verfrühte schwingungsbedingte Versagen wenig duktiler Werkstoffe wurde ebenfalls von Wen et al. [52] für Magnesium beobachtet. Detaillierte quantitative Analysen zum Schwingungseinfluss auf den Werkstofffluss und das -versagen erfolgen in Abschnitt 7.5 und Kapitel 8.

7 Analyse der Ursachen der ultraschallbasierten Kraftreduzierung auf Basis bestehender Erklärungsansätze

Die Analyse des ultraschallunterstützten Stauchvorgangs in Kapitel 6 belegt eindeutig die prozesskraftreduzierende Wirkung der mechanischen Schwingungsüberlagerung. Basierend auf den bekannten Erklärungsansätzen – Spannungsüberlagerung, akustische Entfestigung und Oberflächeneinflüsse – erfolgt nun die ganzheitliche Untersuchung der zugrundeliegenden Ursachen anhand der in Bild 57 veranschaulichten Vorgehensweise. Annahme dabei ist, dass diese Ansätze mit unterschiedlicher Gewichtung zusammenwirken. Der jeweilige Anteil an der Gesamtkraftreduzierung wird daher nach Möglichkeit quantifiziert, sodass abschließend im Ausschlussverfahren die Identifikation dominanter Mechanismen erfolgen kann.

7.1 Versuchsprogramm und methodische Vorgehensweise

Die Untersuchung konzentriert sich auf Experimente mit 20 kHz Schwingfrequenz, da hier parameterunabhängig konstante und vergleichbare Schwingungsbedingungen vorliegen. Aufgrund der großen Anzahl an erforderlichen Teilanalysen erfolgen diese nicht ausnahmslos vollfaktoriell, sondern sind auf die wesentlichen in Kapitel 6 identifizierten Prozesseinflüsse und Abhängigkeiten fokussiert.

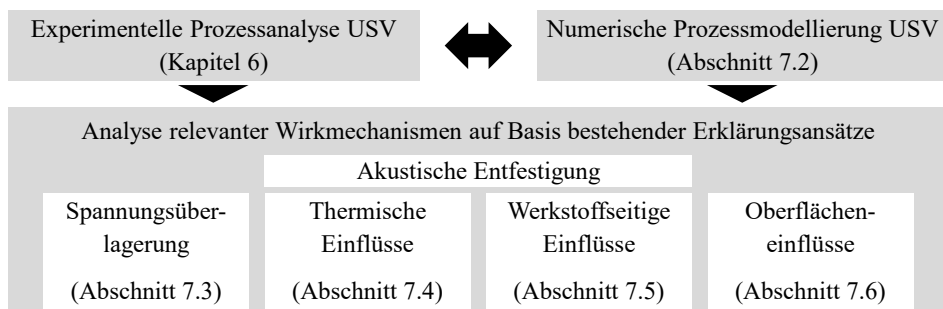


Bild 57: Vorgehensweise zur Identifikation der zugrunde liegenden Wirkmechanismen

Um zusätzlich zu den experimentellen Versuchen die Durchführung numerischer Detailanalysen mit und ohne Schwingungsüberlagerung zu

ermöglichen, wird der ultraschallunterstützte Stauchversuch in Abschnitt 7.2 mithilfe der FE-Methode modelliert. Da hinsichtlich der wesentlichen Prozesseinflüsse bei simulativen Analysen nicht von werkstoffspezifischen Unterschieden auszugehen ist, werden diese exemplarisch für X17CrNi6-2 und $v_{\text{Presse}} = 300 \text{ mm/min}$ angestellt.

Die Prozesskraftreduzierung infolge rein mechanischer Spannungsüberlagerung blieb bei der Analyse des Prozessverhaltens, bedingt durch die Bewertung der maximalen oszillatorischen Kräfte, gänzlich unberücksichtigt. Um deren Einfluss dennoch zu verdeutlichen, werden – unter Verwendung der in Kapitel 6 gewonnenen experimentellen Ergebnisse – exemplarisch die mittleren und die maximalen oszillatorischen Prozesskräfte miteinander verglichen. Gemäß den Erkenntnissen von Yao et al. [24] gelingt dadurch die anteilige Unterscheidung zwischen rein mechanischen und sonstigen Mechanismen. In Anlehnung an Daud et al. [99] wird mittels einer gekoppelten experimentellen und numerischen Analyse belegt, dass die Spannungsüberlagerung ausschließlich zur Reduzierung der mittleren Prozesskraft beiträgt und hinsichtlich der temporären Entfestigungswirkung keine Relevanz besitzt.

Unter Bezugnahme auf die in Kapitel 6 dokumentierte Probenerwärmung und die Veränderung des Werkstoffflusses durch Ultraschallüberlagerung ist davon auszugehen, dass dem Erklärungsansatz der akustischen Entfestigung eine hohe Bedeutung zukommt. Analog zum Stand der Technik und Forschung wird dabei zwischen thermischen und werkstoffseitigen Ursachen unterschieden. Zur Separierung des thermisch bedingten Anteils der Werkstoffentfestigung bzw. Prozesskraftreduzierung erfolgen wärmeunterstützte Stauchversuche (WUS) ohne Ultraschallüberlagerung mit dem in Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Versuchsaufbau unter Beibehaltung der Probengeometrie [195]. Im Gegensatz zu ähnlichen Ansätzen, die aus vorangegangenen Studien [103] bekannt sind, erfolgen diese Vergleichsexperimente nicht bei konstant erhöhter Temperatur, sondern unter Verwendung der während der ultraschallunterstützten Stauchversuche gemessenen Temperaturprofile. Um die präzise Regelung der Proben temperatur mit einer maximalen Abweichung von $5 \text{ }^\circ\text{C}$ zu ermöglichen, werden, analog zur Temperaturmessung beim ultraschallunterstützten Stauchen, Thermolemente vom Typ K im Zentrum der Stauchprobenmantelfläche befestigt. Auf Basis der auftretenden Prozesskraftverläufe wird dann die thermisch bedingte Kraftreduzierung im Vergleich zum Stauchen bei Raumtemperatur (Bewertungsintervall $s = 0,5\text{-}1,5 \text{ mm}$) ermittelt und der relativen Kraftreduzierung durch Ultraschallüberlagerung gegenübergestellt.

Anschließend werden die bereits qualitativ ermittelten Gefügeveränderungen quantifiziert, um aussagekräftige Rückschlüsse auf deren Entfestigungseinfluss ziehen zu können. In diesem Zusammenhang erfolgen quantitative Gefügeuntersuchungen sowie Kleinlasthärtemessungen unter Anwendung der in den Abschnitten 4.3.1 und 4.3.3 beschriebenen Methoden. Zudem wird eine Vorgehensweise zur zweckmäßigen Quantifizierung auftretender Veränderungen der Fließlinienausprägung vorgestellt und angewandt. Unterstützend erfolgt eine vergleichende numerische Analyse der resultierenden Umformgrad- und Werkstoffflussverteilung im Probenlängsschnitt nach dem Stauchen mit und ohne Ultraschallunterstützung. Anhand von Stauchversuchen mit kurzzeitiger Schwingungsüberlagerung wird abschließend exemplarisch für die Werkstoffe X17CrNi16-2 und AW-6082 T6 untersucht, ob zusätzlich zur temporären Entfestigung eine bleibende Ent- oder Verfestigung im Werkstoff verbleibt.

Hinsichtlich der Oberflächeneinflüsse wird zunächst der Einfluss des Kontaktzustands zwischen Sonotrode und Probe auf die Prozesskraft analysiert. Für sämtliche Parameterkombinationen, bei denen in Kapitel 6 zyklisches Abheben auftrat, werden hierbei die Übergangsgrenzen von Dauerkontakt zu zyklischem Abheben identifiziert. Dies erfolgt iterativ durch schrittweise Absenkung der Generatorleistung und somit der Nominalamplitude, bis überwiegender Dauerkontakt vorherrscht. Des Weiteren wird der Einfluss von Schmiermittel in Form von 50 µm dicker PTFE-Folie auf die Prozesskraft und die mit der Reibung in direktem Zusammenhang stehende Probenausbauchung untersucht. Zur Beurteilung des Schwingungseinflusses werden dabei Stauchversuche mit und ohne Ultraschallüberlagerung durchgeführt. Die Analyse der Probenausbauchung erfolgt qualitativ anhand von Schliffbildern und quantitativ durch Erfassung der Probenkontur mithilfe des optischen Geometriemesssystems ATOS.

Der anteilmäßige Einfluss der genannten Mechanismen an der temporären Kraftreduzierung durch Ultraschallüberlagerung wird abschließend zusammenfassend bewertet. Sofern die Kraftreduzierung vollständig durch thermische Effekte erklärbar ist, können werkstoffseitige Ursachen und Oberflächeneinflüsse vernachlässigt werden. Ist dies nicht der Fall, wird deren Beitrag anhand der gewonnenen Erkenntnisse qualitativ beurteilt.

7.2 Numerische Abbildung des ultraschallunterstützten Stauchens

Zur numerischen Abbildung des ultraschallunterstützten Stauchvorgangs wird der Prozess mittels der Finite-Elemente-Methode modelliert. Der wesentliche Zweck dieses Modells ist die Analyse reell nicht messbarer Größen, wie der Spannungsverteilung, während des dynamischen Umformvorgangs. Aufgrund der Vielfalt an Prozessparametern sowie des komplexen Zusammenwirkens von Werkstoff-, Kontakt- und Wärmeleitungseinflüssen wird bei der Prozessmodellierung überwiegend eine iterative Vorgehensweise angewendet.

7.2.1 Modellaufbau und -eigenschaften

Der geometrische Aufbau des numerischen Stauchmodells in ABAQUS/Explizit 6.13 ist in Bild 58a veranschaulicht. Es besteht aus drei Körpern: der Sonotrode, der Stauchprobe und der Stauchbahn. Um Rechenzeit einzusparen, sind sämtliche Körper zweidimensional und rotationssymmetrisch modelliert. Die Probengeometrie entspricht dabei der Realgeometrie, während die Werkzeuge durch zwei identisch dimensionierte Ersatzkörper repräsentiert sind.

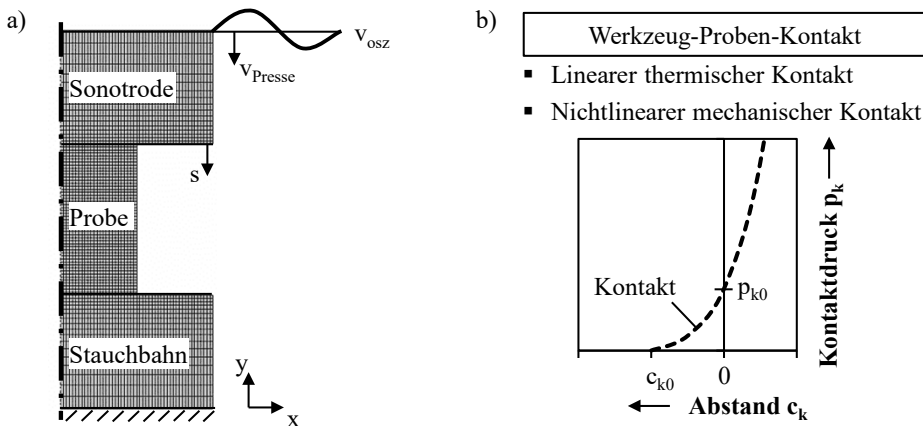


Bild 58: Numerisches Modell: a) Aufbau, b) Modellierung des Werkzeug-Proben-Kontakts

Zur Vernetzung werden ausschließlich 4-Knoten-Elemente vom Typ CAX4RT verwendet, die gekoppelte thermomechanische Analysen gestatten [198]. Die Stauchprobe ist im Ausgangszustand in ein homogenes Netz aus quadratischen Elementen mit $80 \mu\text{m}$ Kantenlänge diskretisiert. Um in der Werkzeug-Proben-Kontaktfläche eine stabile Knoten- und

Elementbelastung zu gewährleisten, weist das Netz der Werkzeugkörper in x -Richtung ebenfalls $80\ \mu\text{m}$ Kantenlänge auf und ist spiegelbildlich zum Probennetz angeordnet. Da die Werkzeuge lediglich rein elastisches Verhalten abbilden, wird deren Elementkantenlänge zur Reduzierung des Rechenaufwands mit zunehmendem Abstand von der Kontaktfläche stetig auf $325\ \mu\text{m}$ vergrößert.

Die Lasteinbringung erfolgt analog zum Experiment vollständig über den Sonotrodenersatzkörper. Dabei wird die überlagerte Bewegung aus linearem Pressenvorschub v_{Presse} und Schwinggeschwindigkeit v_{Osz} präzise nachgebildet, um eine transiente Berechnung unter Berücksichtigung einzelner Schwingungszyklen zu ermöglichen. Anstelle der Nominalamplituden A werden dazu die experimentell identifizierten resultierenden Schwingbewegungen $s_{\text{Osz, res}}$ gemäß Gl. 17 eingesetzt. Die Stauchbahn bleibt dabei stets unbewegt, weshalb die Knotenverschiebung an deren Unterseite in y -Richtung gesperrt ist. Zur Abbildung der Rotations-symmetrie ist zudem entlang der Symmetrieachse an allen Körpern die Knotenverschiebung in x -Richtung unterbunden.

Sowohl die Proben- als auch die Werkzeugstirnflächen weisen im Experiment eine geringe Rauheit auf, die bei zyklischer Be- und Entlastung mit Amplituden im μm -Bereich zweifelsohne eine Beeinflussung darstellt. Die in Finite-Elemente-Analysen üblicherweise verwendete „harte“ [198] Kontaktmodellierung ist zur Abbildung des Kontaktverhaltens zwischen Werkzeug und Probe unzureichend, da die auftretenden Kraftamplituden damit drastisch überschätzt werden. Stattdessen wird die in ABAQUS/Explizit implementierte Kontaktbeziehung „Exponential Pressure-Overclosure“ genutzt. Wie in Bild 58b schematisch dargestellt, ermöglicht diese die Modellierung nichtlinearer Kontaktsteifigkeiten. Der Kontaktdruck p_k steigt dabei bereits vor dem idealen geometrischen Kontakt exponentiell an und bildet so das „sanfte“ Aufsetzen der Sonotrode auf der Probenoberfläche nach. Als Einstellparameter dienen der Spaltabstand c_{k0} und der Kontaktdruck p_{k0} bei $c_k = 0$ Abstand. Die Parameteridentifikation erfolgt iterativ durch den Abgleich mit experimentell auftretenden Kraftamplituden. Tabelle 10 gibt einen Überblick über die ermittelten Kontaktparameter. Durch werkstoffabhängige Anpassung des Kontaktdrucks p_{k0} bei gleichbleibendem Spaltabstand $c_{k0} = 6\ \mu\text{m}$ wird, wie im Abschlussbericht des BMBF-Forschungsvorhabens "UltraCaulk" [142] nachgewiesen, eine hohe Abbildegenauigkeit erzielt.

Tabelle 10: Kontaktparameter

Kennwert	X17CrNi16-2	S235JR	AW-6082 T6	AC-43400
Kontaktdruck p_{k0} in N/m ²	$5 \cdot 10^9$	$3,5 \cdot 10^9$	$2 \cdot 10^9$	$1,5 \cdot 10^9$
Abstand c_{k0} in m	$6 \cdot 10^{-5}$	$6 \cdot 10^{-5}$	$6 \cdot 10^{-5}$	$6 \cdot 10^{-5}$
Kontakt-Leitwert in W/(m ² K)	$3,2 \cdot 10^4$	$3,2 \cdot 10^4$	$4 \cdot 10^4$	$4 \cdot 10^4$

Die Wärmeableitung aus der Stauchprobe in die angrenzenden Werkzeugbereiche ist über einen linearen thermischen Kontakt modelliert. Vollständiger thermischer Kontakt liegt vor, sobald der Spaltabstand c_{k0} um 5 % unterschritten wird. Im Bereich zwischen c_{k0} und dem 5 %-Grenzwert steigt der über die „Gap Conductance“ Funktion in ABAQUS/Explizit implementierte Kontaktleitwert von Null ausgehend linear an. Eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Stauchversuchen ohne Ultraschallüberlagerung wird mit Kontaktleitwerten von 32 kW/(m²K) für Stahl- und 40 kW/(m²K) für Aluminiumwerkstoffe erzielt [142].

Wie aus vorangegangenen numerischen Untersuchungen bekannt, können konventionelle elastoplastische Materialmodelle weder die schwingungsbedingte Werkstoffentfestigung noch die damit verbundene Erwärmung realisieren [195]. Zur Modellierung des Werkstoffverhaltens wird daher das in Abschnitt 4.4 erläuterte kommerzielle Materialmodell MF GenYld + CrachFEM inklusive des Ultraschallentfestigungs- und Wärmedissipationsmoduls eingesetzt. Als Datenbasis für die mechanischen und thermischen Werkstoffparameter dienen die in den Abschnitten 4.1 und 5.3 angegebenen gängigen Kennwerte und das in Abschnitt 6.2 dokumentierte Werkstoffverhalten ohne Schwingungseinfluss. Um die Nutzung der Daten in Verbindung mit MF GenYld + CrachFEM zu ermöglichen, wurden diese von der Fa. MATFEM in kompatible Materialkarten umgesetzt.

Die werkstoffabhängige Identifikation der in Abschnitt 4.4 - Bild 13 beschriebenen Ultraschallentfestigungsparameter erfolgt ebenfalls iterativ. Als Vergleichsgröße dienen die experimentell ermittelten Verläufe von $F_{osz,max}$. Wie in [142] belegt, ist durch Anwendung der in Bild 59a dargestellten amplitudenabhängigen Reduzierungsfaktoren in Kombination mit dem Ultraschallentfestigungsmodul über alle Parameterkombinationen hinweg eine konstant hohe Abbildegenauigkeit erreichbar. Gleiches gilt für die Nachbildung der schwingungsbedingten Probenerwärmung bei Nutzung der in Bild 59b abgebildeten Relaxationsdehnungen in Verbindung mit dem Wärmedissipationsmodul.

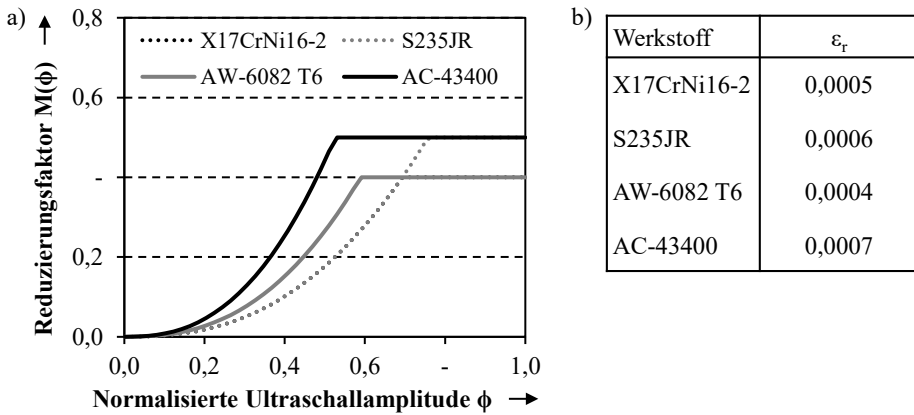


Bild 59: Ultraschallparameter: a) Reduzierungsfaktor, b) Relaxationsdehnung

Zur Reibungsmodellierung kommt der in Abschnitt 4.4 beschriebene Ansatz nach Popov zum Einsatz. Die Bestimmung der erforderlichen Reibzahlen erfolgt in konventionellen Ringstauchversuchen gemäß Abschnitt 4.2.4. Die ermittelten Reibzahlen sind in Tabelle 11 gegenübergestellt. Bei den Stahlwerkstoffen liegen aus tribologischer Sicht mit $\mu \approx 0,16$ geringfügig günstigere Reibbedingungen als bei den Aluminiumwerkstoffen mit $\mu \approx 0,18$ vor.

Tabelle 11: Reibzahlen an der Grenzfläche zwischen Werkzeug und Probe

Kennwert	X17CrNi16-2	S235JR	AW-6082 T6	AC-43400
Reibzahl μ	$0,153 \pm 0,008$	$0,165 \pm 0,018$	$0,192 \pm 0,007$	$0,175 \pm 0,007$

7.2.2 Modellvalidierung

Die Validierung des numerischen Modells erfolgt durch Gegenüberstellung simulativer und experimenteller Ergebnisse. Als Vergleichsgrößen dienen die Verläufe der maximalen oszillatorischen Prozesskraft und der Probenerwärmung sowie die resultierende Probengeometrie. Aufgrund der hohen Anzahl an Parameterkombinationen wird die Validierung nachfolgend repräsentativ für den Werkstoff X17CrNi16-2, 300 mm/min Pressenvorschub und 20 kHz Schwingfrequenz durchgeführt. Dabei werden sowohl der Stauchversuch ohne Schwingungsüberlagerung als auch ultraschallunterstützte Stauchversuche mit 10 μm und 20 μm Schwingungsamplitude analysiert.

In Bild 60 sind die experimentell und numerisch ermittelten Prozesskräfte und Probenerwärmungen gegenübergestellt. Als Referenz für den Temperaturabgleich dient die Messposition im Zentrum der Probenmantel-

fläche. Hinsichtlich der Prozesskraft ist insgesamt eine hohe Abbildegenauigkeit festzustellen. Beim konventionellen Stauchversuch und dem Stauchversuch mit $A = 10 \mu\text{m}$ Schwingungsüberlagerung liegt die relative Abweichung unter 1 %. Bei $A = 20 \mu\text{m}$ wird die Prozesskraft streckenweise um maximal 6 % überschätzt. Bezüglich der Probenerwärmung zeigt sich mit einer maximalen relativen Abweichung zwischen 2 % und 4 % eine ähnlich gute Übereinstimmung mit dem Experiment.

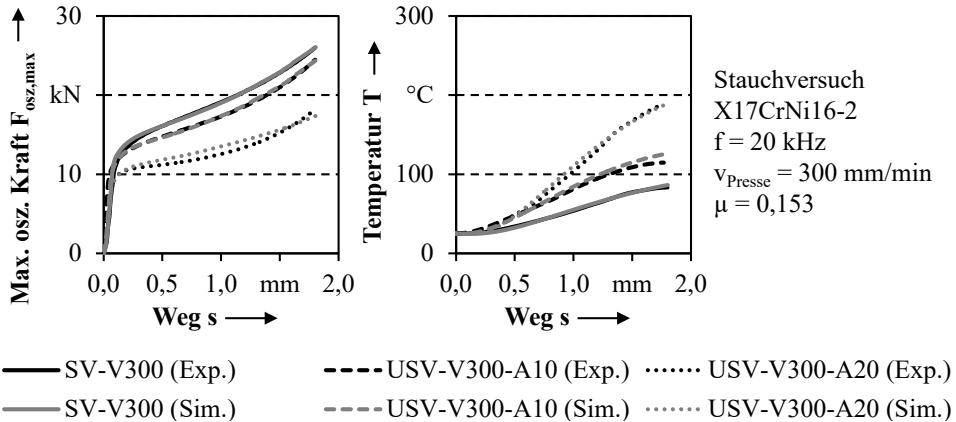
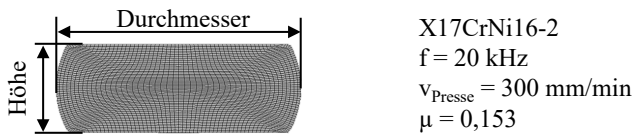


Bild 60: Validierung von Prozesskraft und Probenerwärmung

Der in Bild 61 dargestellte Vergleich der resultierenden Probengeometrie belegt weiterhin die hohe geometrische Abbildegenauigkeit des numerischen Modells. Bei identischer Höhe beträgt die relative Abweichung des Probendurchmessers maximal 2 %.



Versuch	Höhe in mm	Durchmesser (Exp.) in mm	Durchmesser (Sim.) in mm	Rel. Abweichung in %
SV-V300	$2,03 \pm 0,02$	$5,66 \pm 0,04$	5,67	0,2
USV-V300-A10	$1,99 \pm 0,01$	$5,68 \pm 0,02$	5,70	0,4
USV-V300-A20	$2,04 \pm 0,01$	$5,65 \pm 0,01$	5,74	1,6

Bild 61: Validierung der resultierenden Probengeometrie

Die Validierung des FE-Modells für den ultraschallunterstützten Stauchversuch bestätigt somit, dass sowohl hinsichtlich der Prozesskraft und der Probenerwärmung also auch der Probengeometrie eine gute Überein-

stimmung mit experimentellen Ergebnissen vorliegt. Existierende Abweichungen werden auf die idealisierte Modellierung der Werkzeugelastizität und das unvermeidbare Auftreten geringer Scheranteile im Experiment zurückgeführt. Zur grundlegenden numerischen Analyse des Prozessverhaltens gilt das Modell dennoch als geeignet.

7.3 Spannungsüberlagerung

Der Einfluss der rein mechanischen Spannungsüberlagerung auf die Prozesskraftreduzierung beim ultraschallunterstützten Stauchen ist in Bild 62 exemplarisch für den Werkstoff X17CrNi16-2 veranschaulicht. Unabhängig vom Pressenvorschub tritt neben der Absenkung der maximalen oszillatorischen Kraft erwartungsgemäß eine reduzierte mittlere Kraft auf. Unter Bezugnahme auf Abschnitt 2.3.3 ist das rein mechanische Prinzip der Spannungsüberlagerung nach aktuellem Stand der Forschung ausschließlich für den oszillatorischen Anteil der Kraftreduzierung (Bereich I) verantwortlich. Dieser wird jedoch irrelevant, wenn die Maximalkräfte bewertet werden. Für die Kraftreduzierung in Bereich II ist das Zusammenwirken aller sonstigen Einflüsse – also der akustischen Entfestigung und der Oberflächeneffekte – verantwortlich. Nur diese bewirken eine reale Entfestigung und stehen daher im Fokus nachfolgender Analyse.

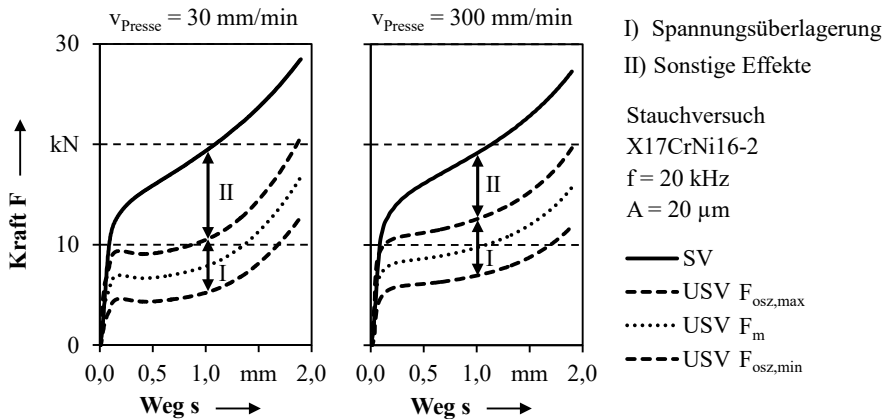


Bild 62: Einfluss der mechanischen Spannungsüberlagerung auf die Prozesskraft

Zur Verdeutlichung dieses Zusammenhangs sind in Bild 63 experimentell und numerisch ermittelte Kraft-Weg- und Temperatur-Weg-Verläufe für das ultraschallunterstützte Stauchen gegenübergestellt. Bei den simulativen Berechnungen wird sowohl das in ABAQUS integrierte Standardmaterialmodell als auch das in Abschnitt 4.4 vorgestellte, auf der generalisierten Plastizitätstheorie (GP) basierende, nutzerspezifische Modell

eingesetzt. Wie anhand der in Abschnitt 7.2.2 durchgeführten Validierung ersichtlich, ist letzteres Modell unabhängig von der verwendeten Schwingungsamplitude zur Nachbildung der schwingungsbedingten Werkstoffentfestigung und Probenerwärmung geeignet.

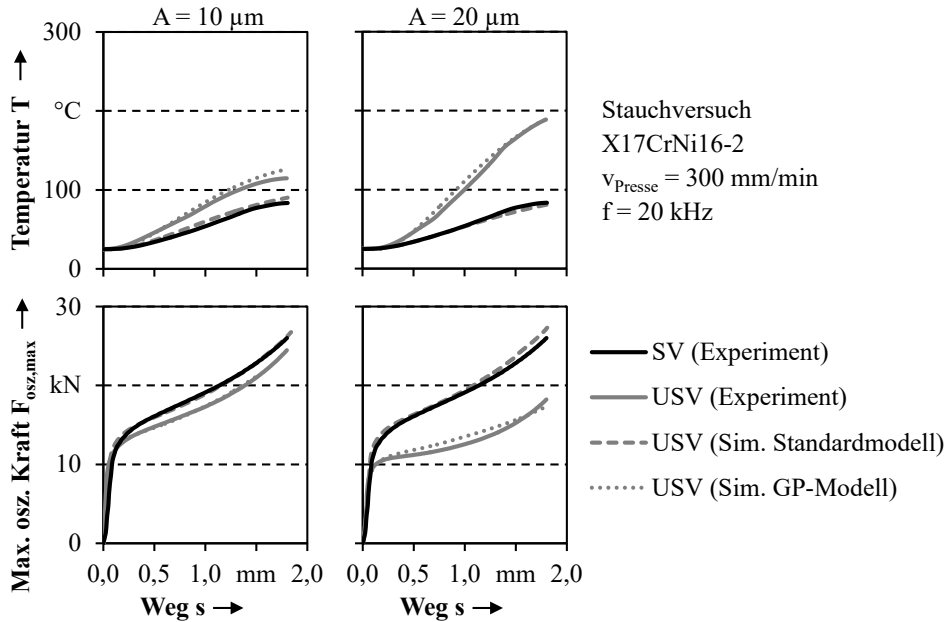


Bild 63: Experimentell und numerisch ermittelte Prozesskraft- und Temperaturverläufe

Gegenteiliges ist bei Nutzung des elastisch-plastischen Standardmaterialmodells der Fall. Dieses ist zwar in der Lage, die mechanischen Vorgänge bei zyklischer Belastung umzusetzen (Spannungsüberlagerung), ultraschallbasierte Effekte werden jedoch vollständig ignoriert. Die Verläufe der maximalen oszillatorischen Kraft und der Probenerwärmung sind daher identisch zu denen aus konventionellen Stauchversuchen. Dies belegt eindeutig, dass die reine Spannungsüberlagerung nicht für die Reduzierung der maximalen oszillatorischen Kraft verantwortlich sein kann.

Um dies weiter zu verdeutlichen, sind in Bild 64 die Verteilungen der Mises-Vergleichsspannung für fünf repräsentative Stadien einer einzelnen Schwingung bei 1,5 mm Stauchweg abgebildet. Dargestellt ist ein halber Schwingungszyklus (siehe Bild 64 oben rechts), der am unteren Umkehrpunkt der Sonotrode (Position 1) beginnt und am oberen Umkehrpunkt (Position 5) endet. Nachfolgend werden die resultierenden Spannungsverteilungen bei Nutzung des ABAQUS Standardmaterialmodells und des nutzerspezifischen GP-Modells verglichen. Unter Verwendung des rein mechanisch arbeitenden Standardmaterialmodells wird bei maximaler

Belastung (Position 1) amplitudenunabhängig ein identisches Spannungsniveau wie bei konventioneller Belastung erreicht. Bei maximaler Entlastung (Position 5) sind zwar amplitudenabhängige Unterschiede erkennbar, diese gehen jedoch ausschließlich auf die verstärkte Entlastung bei doppelter Schwingungsamplitude zurück. Durch ausschließliche Nachbildung der Spannungsüberlagerung mittels des Standardmaterialmodells wird somit keine wirksame Werkstoffentfestigung erreicht.

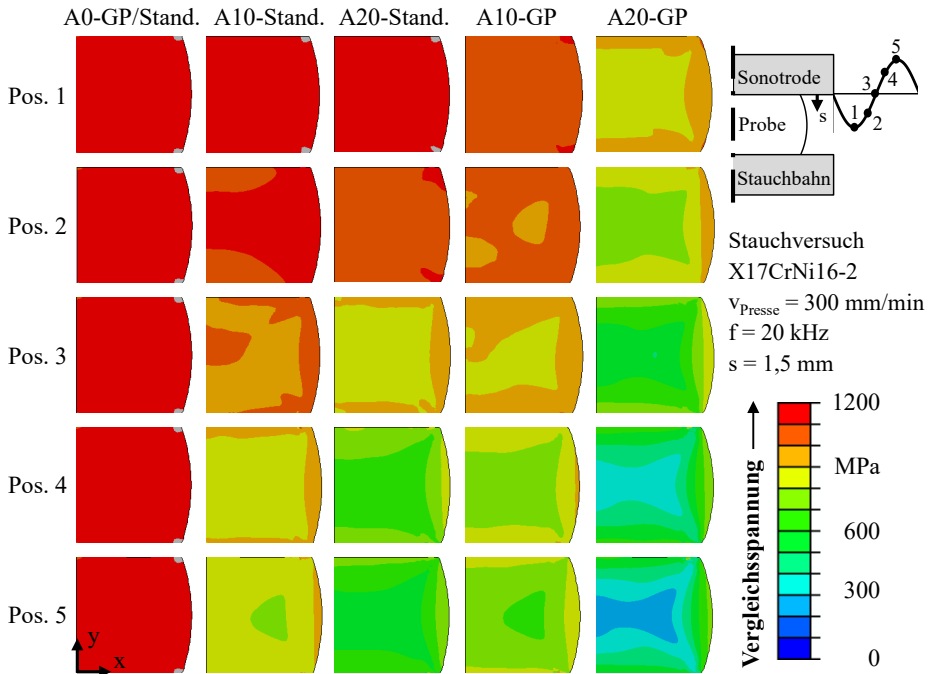


Bild 64: Verteilung der Mises-Vergleichsspannung im Probenlängsschnitt

Bei Nutzung des GP-Modells zeichnet sich an Position 5 grundsätzlich ein ähnliches Verhalten ab. Die entsprechenden Spannungsniveaus sind allerdings aufgrund der jetzt aktiven akustischen Entfestigung verglichen mit dem Standardmodell reduziert. Auch bei maximaler Belastung (Position 1) liegt nun, im Gegensatz zu den Simulationen mit Standardmodell, ein deutlich geringeres Spannungsniveau als im konventionellen Fall vor. Zudem werden bei steigender Amplitude geringere Spannungswerte erreicht. Da die experimentell ermittelte, schwingungsbedingte Entfestigung nur mithilfe des GP-Modells, nicht aber mit dem rein mechanisch agierenden Standardmodell reproduzierbar ist, kann die mechanische Spannungsüberlagerung diesbezüglich als Ursache ausgeschlossen werden.

Dies wird nachfolgend durch alleinige Bewertung der maximalen oszillatorischen Kraft berücksichtigt.

7.4 Thermische Einflüsse

Bei der Untersuchung des temperaturabhängigen Umformverhaltens stellte sich für alle Versuchswerkstoffe erwartungsgemäß eine Reduzierung der Fließgrenze mit zunehmender Umformtemperatur ein. In Anbetracht der auftretenden Probenerwärmung durch Ultraschallüberlagerung ist es naheliegend, dass ein thermischer Beitrag an der schwingungsbasierten Kraftreduzierung existiert. Um diesen zu quantifizieren, werden die gemessenen Erwärmungskurven, wie in Bild 65 exemplarisch für den Werkstoff X17CrNi16-2 veranschaulicht, in wärmeunterstützten Stauchversuchen ohne Schwingungsüberlagerung nachgefahren. Für die dargestellte Parameterkombination $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ stellt sich bei annähernd deckungsgleichen Temperaturverläufen im wärmeunterstützten Stauchversuch lediglich eine etwa halb so große relative Prozesskraftreduzierung ein wie bei Schwingungsüberlagerung.

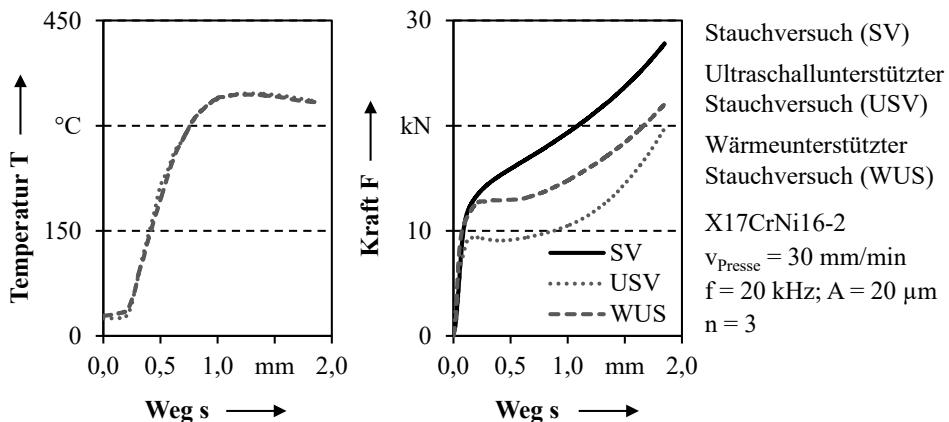


Bild 65: Temperatur- und Prozesskraftverläufe bei USV und WUS mit X17CrNi16-2

Dabei wird angenommen, dass die Temperaturverteilungen in der Probe beim ultraschall- und wärmeunterstützten Stauchen vergleichbar sind. Experimentell kann der Abgleich bedingt durch die Probengeometrie und die eingeschränkte Zugänglichkeit ausschließlich über die Messposition an der Mantelfläche erfolgen. Mithilfe simulativer Analysen (siehe Bild 66) kann jedoch belegt werden, dass bei der Prozessführung ohne und mit Schwingungsüberlagerung hinsichtlich der qualitativen Ausprägung der Temperaturverteilung keine wesentlichen Unterschiede auftreten. Zudem zeichnet sich unabhängig vom Temperaturniveau lediglich

ein geringer Gradient zwischen dem Probenkern und der –mantelfläche ab.

Die erzielten relativen Kraftreduzierungen beim ultraschall- und wärmeunterstützten Stauchen mit den Stahlwerkstoffen X₁₇CrNi16-2 und S235JR und variierenden Ultraschallparametern sind in Bild 67 gegenübergestellt. Bei den wärmeunterstützten Experimenten stellt sich für alle Parameterkombinationen eine relative Kraftreduzierung ein, die jedoch stets geringer ausfällt als bei Schwingungsüberlagerung. Zudem deutet sich an, dass thermische Einflüsse bei geringer Schwingungsamplitude und geringerem Pressenvorschub tendenziell einen höheren Beitrag zur Gesamtkraftreduzierung leisten. So tritt beispielsweise bei X₁₇CrNi16-2 für die Parameter $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$ eine schwingungsbasierte Kraftreduzierung um 12 % auf, die bei Wärmeunterstützung mit 10 % nur etwas geringer ausfällt (siehe Bild 67a). Bei Erhöhung der Nominalamplitude auf $A = 20 \text{ }\mu\text{m}$ ist die Diskrepanz, mit 44 % Kraftreduzierung durch Schwingungsüberlagerung und 23 % durch Wärmeunterstützung, deutlich größer. Bei Erhöhung des Pressenvorschubs auf $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ tritt mit 9 % Kraftreduzierung durch schwingungsüberlagerte und 5 % durch wärmeunterstützte Prozessführung ein analoges Verhalten auf. Der nichtthermische Anteil an der Gesamtkraftreduzierung variiert bei X₁₇CrNi16-2 zwischen 17 % und 76 %.

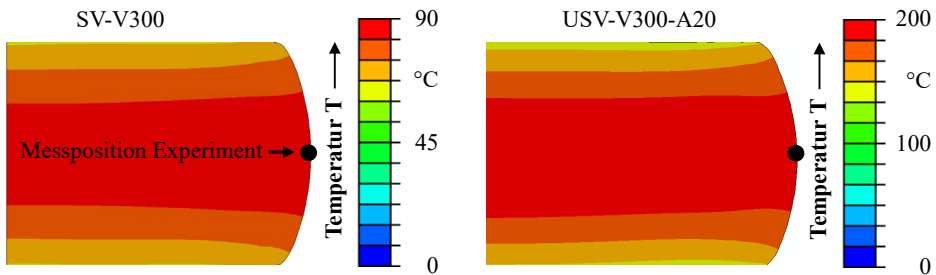


Bild 66: Simulativ ermittelte Temperaturverteilung bei SV und USV mit X₁₇CrNi16-2

Für den Werkstoff S235JR (siehe Bild 67b), liegen grundsätzlich identische Abhängigkeiten vor wobei die Kraftreduzierung durch Ultraschallüberlagerung im Vergleich zu X₁₇CrNi16-2 höher ist. Der thermische Einfluss fällt hingegen vergleichsweise schwächer aus. Die schwingungsbasierte Kraftreduzierung für $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$ beträgt beispielsweise 28 %, während durch reine Wärmeunterstützung lediglich 17 % erzielt werden. Nach Erhöhung der Nominalamplitude auf $20 \text{ }\mu\text{m}$ ist sowohl bei Ultraschall- als auch Wärmeunterstützung eine deutlich erhöhte Standardabweichung festzustellen, die auf das Erreichen der

Blausprödigkeit zurückzuführen ist. Der Anteil der Kraftreduzierung, der nicht durch thermische Einflüsse erklärt werden kann, ist dabei mit 95 % außergewöhnlich hoch. Bei den übrigen Parametersätzen variiert dieser zwischen 39 % und 71 %.

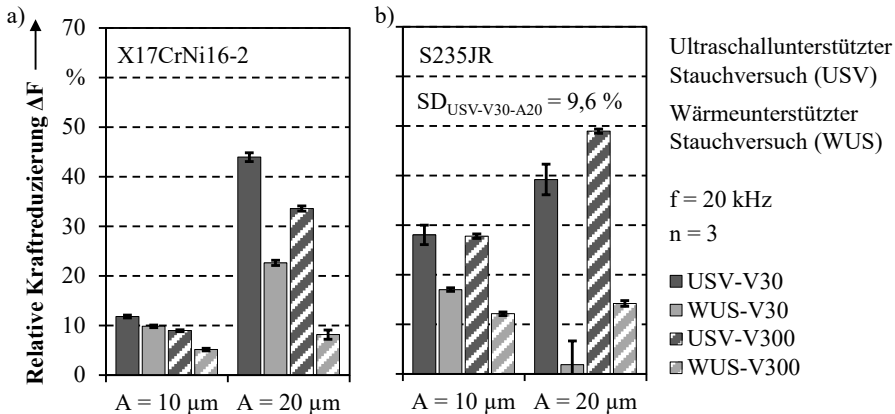


Bild 67: Relat. Kraftreduzierung bei USV und WUS mit X17CrNi16-2 (a) und S235JR (b)

Die verfestigende Wirkung der Blauversprödung ist in Bild 68 veranschaulicht. Bei Schwingungsüberlagerung tritt ab etwa $s = 0,9 \text{ mm}$ eine moderate relative Krafterhöhung auf. Da die Prozesskräfte bei Ultraschall- und Wärmeunterstützung näherungsweise parallel verlaufen, ist von einer ähnlichen Verfestigungswirkung durch Blauversprödung auszugehen. Weiterhin kann dies als Beleg dafür gewertet werden, dass die vorliegenden Temperaturverteilungen in der Probe bei ultraschall- und wärmeunterstützter Prozessführung vergleichbar sind. Die Aussagekraft der Referenzversuche mit Wärmeunterstützung wird dadurch erheblich gestärkt.

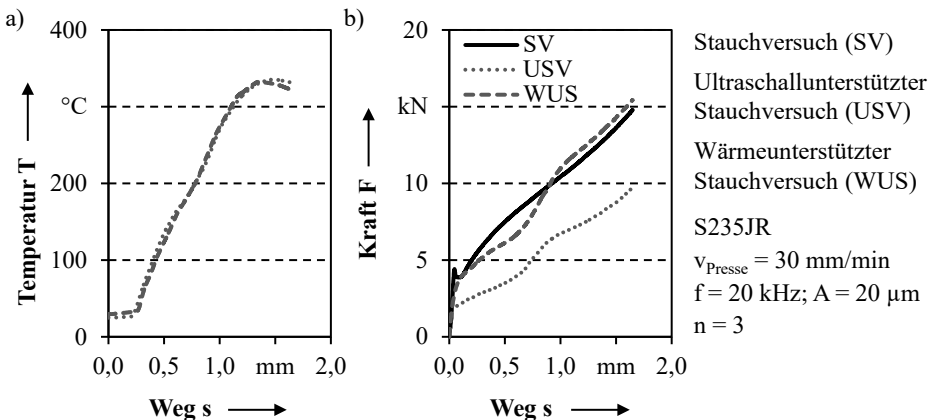


Bild 68: Temperatur- (a) und Prozesskraftverläufe (b) bei USV und WUS mit S235JR

Die erzielbare relative Kraftreduzierung beim ultraschall- und wärmeunterstützten Stauchen mit den Aluminiumwerkstoffen AW-6082 T6 und AC-43400 ist in Bild 69 abgebildet. Verglichen mit den Stahlwerkstoffen ist eine analoge Beeinflussung durch Nominalamplitude und Pressengeschwindigkeit festzustellen. Der anteilmäßige thermische Beitrag an der schwingungsbedingten Kraftabsenkung fällt im direkten Vergleich jedoch tendenziell geringer aus.

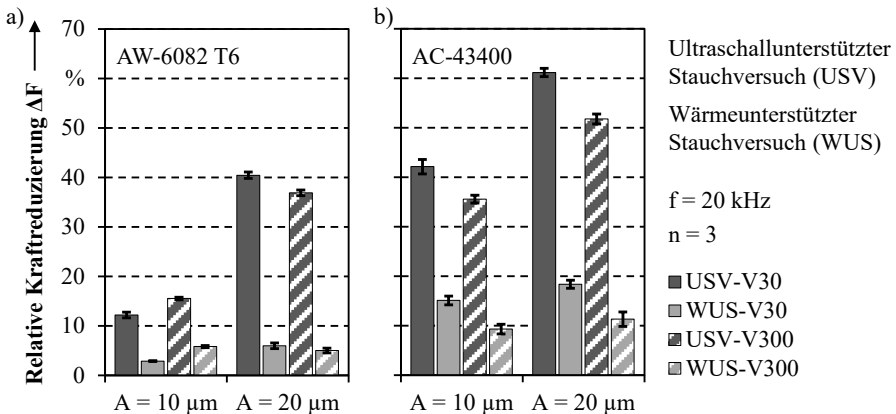


Bild 69: Relat. Kraftreduzierung bei USV und WUS mit AW-6082 T6 (a) und AC-43400 (b)

Beispielsweise wird bei AW-6082 T6 für den Parametersatz $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ durch Wärmeunterstützung lediglich eine Kraftabsenkung von 6 % erzielt, während beim zugehörigen Experiment mit Ultraschallüberlagerung knapp über 40 % erreicht werden (siehe Bild 69a). Mit 63 % bis 86 % ist demnach bei AW-6082 T6 ein hoher Anteil der schwingungsbedingten Kraftreduzierung nicht durch thermische Ursachen erklärbar.

Beim wärmeunterstützten Stauchen von AC-43400 (siehe Bild 69b) ist die thermisch bedingte Kraftreduzierung mit bis zu 18 % für die Parameter $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ und $A = 20 \mu\text{m}$ zwar stärker ausgeprägt als bei AW-6082 T6, allerdings tritt hier bei Schwingungsüberlagerung mit maximal 61 % auch eine vergleichsweise hohe Prozesskraftreduzierung auf. Der Anteil der schwingungsbedingten Kraftreduzierung, der nicht durch thermische Einflüsse begründet werden kann, variiert parameterabhängig zwischen 65 % und 80 %.

7.5 Werkstoffseitige Einflussfaktoren

Da bei allen Werkstoffen ein verhältnismäßig hoher Anteil der schwingungsbedingten Kraftreduzierung nicht durch thermische Einflüsse erklärbar ist, tragen mit hoher Wahrscheinlichkeit auch werkstoffseitige Ursachen zur akustischen Entfestigung bei. Deren Einflussnahme wird nachfolgend mithilfe numerischer Analysen, Härtemessungen, quantitativer Gefügeanalysen und Experimenten mit kurzzeitiger Schwingungsüberlagerung überprüft. Die Berechnung des anteilmäßigen Beitrags zur Kraftreduzierung, analog zu den thermischen Mechanismen, ist aufgrund der komplexen Zusammenhänge nicht möglich.

Numerische Analyse von Umformgrad und Werkstofffluss

Die numerisch ermittelten Umformgrade und Werkstoffflüsse beim konventionellen und ultraschallunterstützten Stauchen sind in Bild 70 exemplarisch für X17CrNi16-2 und 300 mm/min Pressenvorschub gegenübergestellt. Hinsichtlich des Umformgrads ist infolge der Schwingungsüberlagerung eine amplitudenabhängige Erhöhung im Bereich der stark umgeformten Probenmitte sowie der Scherbänder ersichtlich. Zudem stellt sich, verglichen mit dem konventionellen Stauchen, im gesamten Probenlängsschnitt eine inhomogenere Verteilung des Umformgrads ein. Es kommt somit schwingungsbedingt zu einer Lokalisierung der Umformzone. Auch der Werkstofffluss in radialer Richtung wird durch die Schwingungsüberlagerung stark beeinflusst und steigt mit zunehmender Amplitude deutlich an.

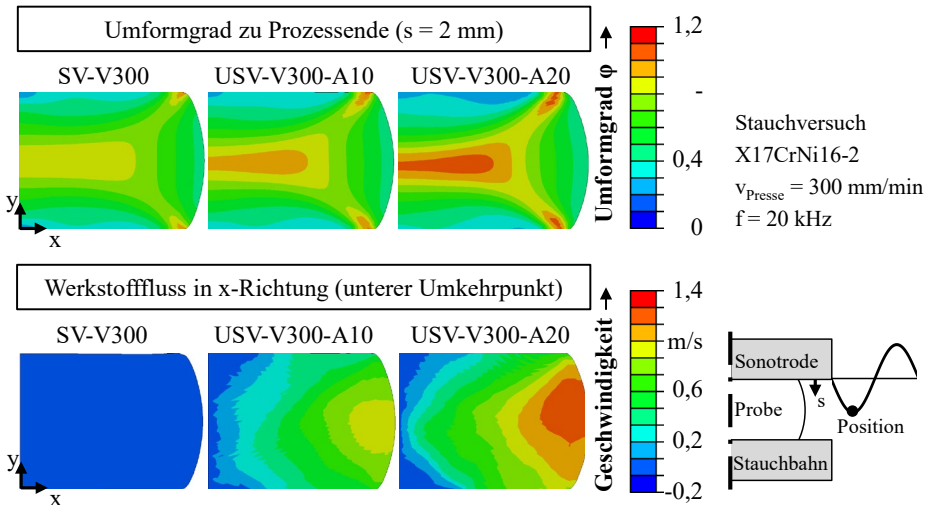


Bild 70: Umformgrad und Werkstofffluss beim SV und USV

Beide Effekte sind unmittelbar auf die Schwingbewegung und die temporäre akustische Entfestigung zurückzuführen. Durch die oszillierende Belastung der Probe mit hoher Frequenz und verhältnismäßig großer Amplitude tritt zwangsläufig eine periodische Wechselbeanspruchung des Werkstoffs (siehe Abschnitt 7.3 - Bild 64) mit zeitweise extrem hoher, periodisch variierender Dehnrates auf. Bedingt durch die akustische Entfestigung setzt das Fließen des Werkstoffs zudem früher ein als im konventionellen Fall. Das Zusammenwirken dieser beiden Einflüsse bewirkt eine deutlich gesteigerte Bewegung innerhalb der Umformzone und führt daher, wie in Bild 70 anschaulich dargestellt, zu erhöhten Umformgraden und Werkstoffflüssen sowie zu einer lokalisierten Umformung.

Analyse der Härteverteilung

Zur qualitativen experimentellen Überprüfung des Schwingungseinflusses auf den Umformgrad sind in Bild 71 repräsentative Härteverteilungen nach dem konventionellen und ultraschallunterstützten Stauchen mit $X_{17}CrNi16-2$ gegenübergestellt. Beim konventionellen Stauchen mit 30 mm/min Pressenvorschub stellt sich eine verhältnismäßig homogene Härteverteilung mit Werten zwischen 370 HV_{0,5} und 410 HV_{0,5} ein. Bei identischem Pressenvorschub und einer Schwingungsüberlagerung mit $A = 20 \mu\text{m}$ treten entlang der stark umgeformten Probendiagonalen Härtewerte bis zu 440 HV_{0,5} auf, während der Werkstoff im Bereich der Probenstirnflächen nahezu die Ausgangshärte von etwa 350 HV_{0,5} aufweist. Die Erhöhung des Pressenvorschubs auf 300 mm/min resultiert in einer ähnlich inhomogenen Härteverteilung. Mit etwa 410 HV_{0,5} ist die Maximalhärte dabei jedoch reduziert. Bei $A = 10 \mu\text{m}$ ist der Einfluss der Ultraschallüberlagerung auf die Maximalhärte qualitativ gesehen ähnlich ausgeprägt. In den an die Stirnflächen angrenzenden Probenabschnitten werden allerdings vergleichbare Härtewerte wie bei konventioneller Prozessführung erreicht. Im Vergleich zu $A = 20 \mu\text{m}$ liegt daher eine homogenere Härteverteilung vor.

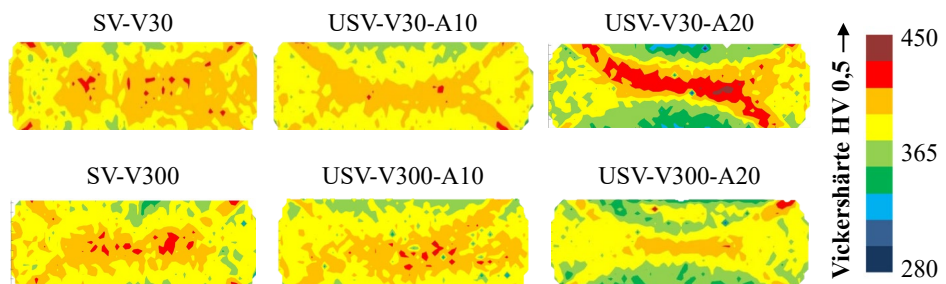


Bild 71: Härteverteilung im Probenlängsschnitt nach SV und USV mit $X_{17}CrNi16-2$

Die Erkenntnisse dieser Analyse deuten somit insgesamt gesehen darauf hin, dass nach Experimenten mit Schwingungsüberlagerung amplitudenabhängig eine deutlich inhomogenere Härteverteilung im Probenquerschnitt vorliegt. Weiterhin ist bei ultraschallunterstützter Prozessführung in den stark umgeformten Probenabschnitten tendenziell eine Härtesteigerung festzustellen, die bei zunehmender Schwingungsamplitude und Prozessdauer verstärkt ist. Da bedingt durch die Kaltverfestigung der Werkstoffe ein qualitativer Zusammenhang zwischen der Härteverteilung und dem Umformgrad existiert, bestätigt dies die simulativ ermittelte amplitudenabhängige Dehnungslokalisierung und Erhöhung des Umformgrads.

Quantitative Analyse von Gefügeveränderungen

Zur aussagekräftigen Bewertung der in Abschnitt 6.3 identifizierten schwingungsbedingten Gefügeveränderungen werden diese nachfolgend mittels geeigneter Methoden quantifiziert. Beim Werkstoff S235JR wird in diesem Zusammenhang die Beeinflussung der mittleren Ferritkorngröße im Probenzentrum in radialer und axialer Richtung analysiert. Die Erfassung der Korngrößen erfolgt gemäß der in [199] vorgestellten Berechnungsmethode, die auf der Linearanalyse nach Simmen [172] beruht.

Die parameterabhängige Veränderung der mittleren Ferritkorngröße beim konventionellen und ultraschallunterstützten Stauchen ist in Bild 72 gegenübergestellt. Bei 30 mm/min Pressenvorschub und ohne Schwingungsüberlagerung liegt in radialer Richtung eine mittlere Ferritkorngröße von etwa 25 μm und in axialer Richtung von etwa 9 μm vor. Ausgehend von verhältnismäßig runden Körnern mit etwa 20 μm Durchmesser führt die Stauchung somit in der Probenmitte erwartungsgemäß zu einer radialen Kornlängung und axialen -stauchung. Durch Ultraschallüberlagerung mit $A = 10 \mu\text{m}$ werden beide Effekte verstärkt, wodurch sich eine mittlere Korngröße von 28 μm bzw. 7 μm in radialer und axialer Richtung einstellt. In Übereinstimmung mit den Erkenntnissen von Blaha [95] und Izumi [84] weist dies auf eine begünstigte Versetzungsbewegung sowie einen beschleunigten Werkstofffluss bei Schwingungsüberlagerung hin und bestätigt die simulativ identifizierten Zusammenhänge. Eine weitere Erhöhung der Nominalamplitude auf $A = 20 \mu\text{m}$ führt bei gleichbleibender axialer Kornstauchung wider Erwarten nicht zur verstärkten Kornlängung in radialer Richtung, sondern zu einer Verkürzung auf etwa 23 μm . Ursache dafür ist die Teilung einzelner Ferritkörner – vergleichbar einer Feinkornhärtung – bedingt durch die extreme Kornlängung. Dieses

Verhalten tritt bei Erhöhung des Pressenvorschubs auf 300 mm/min aufgrund des geringeren Energieeintrags nicht auf.

Beim Werkstoff AC-43400 wird zur Quantifizierung schwingungsbedingter Gefügeveränderungen der mittlere Dendritenarmabstand im Zentrum des Schmiedekreuzes gemäß Abschnitt 4.3.1 bestimmt. Die resultierenden Dendritenarmabstände bei variierenden Prozessparametern sind in Bild 73 dargestellt. Tendenziell ist dabei eine moderate Reduzierung bei zunehmendem Pressenvorschub und eine geringfügige Erhöhung bei Schwingungsüberlagerung mit $A = 10 \mu\text{m}$ festzustellen. Aufgrund der hohen Standardabweichungen ist jedoch keine zuverlässige Aussage möglich. Der mittlere Dendritenarmabstand im Probenzentrum beträgt parameterunabhängig etwa $12 \mu\text{m}$ bis $15 \mu\text{m}$ bei einer Standardabweichung von $3 \mu\text{m}$ bis $5 \mu\text{m}$.

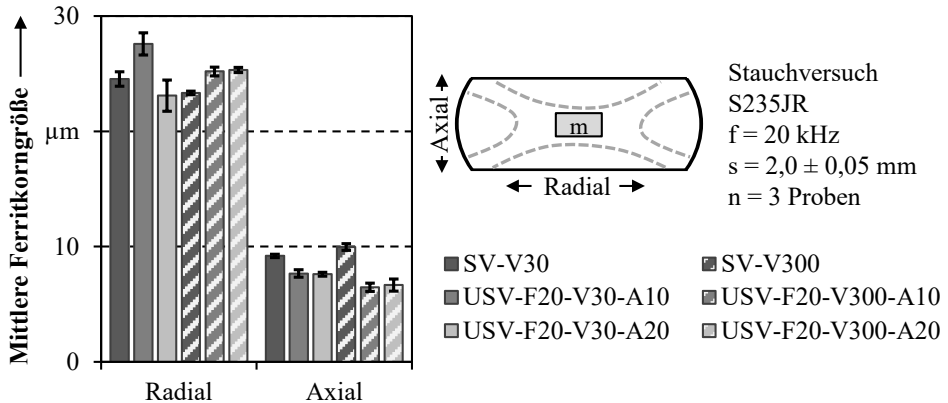


Bild 72: Mittlere Ferritkorngröße nach SV und USV mit S235JR

Die Werkstoffe X17CrNi16-2 und AW-6082 T6 eignen sich aufgrund der hohen Anzahl an Legierungselementen, der daraus resultierenden komplexen Gefügezusammensetzung und ihrer ungünstigen Ätzeigenschaften nur bedingt für quantitative Korngrößenanalysen. Bei diesen Werkstoffen wird daher der Schwingungseinfluss auf das Gefüge durch Quantifizierung der in Abschnitt 6.3 identifizierten Fließlinienausbauchung untersucht. Wie in Bild 74 rechts veranschaulicht, wird dazu der Tangentenwinkel γ der Fließlinien entlang einer repräsentativen, 1,25 mm vom Probenzentrum entfernt liegenden Auswertelinie vermessen. Die Erfassung erfolgt über die gesamte Probenhöhe mit einer Schrittweite von 0,25 mm. Intention dieser Analyse ist der einfache und anschauliche Vergleich der parameterabhängigen Fließlinienveränderung. Der Tangentenwinkel wurde nur zu diesem Zweck eingeführt und ist keine allgemeingültige Werkstoffkenngröße.

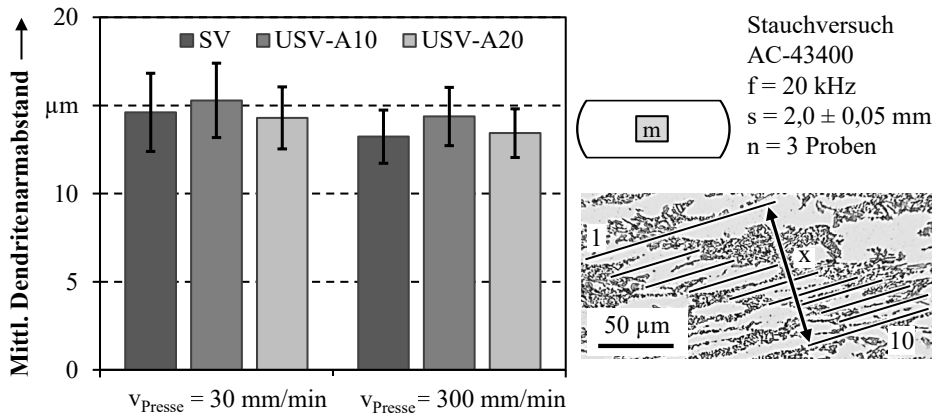


Bild 73: Mittlerer Dendritenarmabstand nach SV und USV mit AC-43400

Die anhand des Tangentenwinkels veranschaulichte Fließlinienausbauchung beim konventionellen und ultraschallunterstützten Stauchen von X17CrNi16-2 ist in Bild 74 dargestellt. Für 30 mm/min Pressenvorschub ist im Probenzentrum ($y = 0,5-1,5 \text{ mm}$) eine signifikante Beeinflussung des Tangentenwinkels durch Ultraschallüberlagerung festzustellen. Der bei konventioneller Prozessführung auftretende maximale Tangentenwinkel von 35° wird durch Ultraschallunterstützung mit $A = 20 \mu\text{m}$ nahezu verdoppelt. Mit steigender Schwingungsamplitude nimmt die Fließlinienausbauchung dabei tendenziell zu. Ein ähnlicher Einfluss liegt bei 300 mm/min Pressenvorschub vor. Mit 47° und 68° beim konventionellen bzw. beim ultraschallunterstützten Stauchen mit $A = 20 \mu\text{m}$ fallen die maximalen Tangentenwinkel hier jedoch vergleichsweise höher aus.

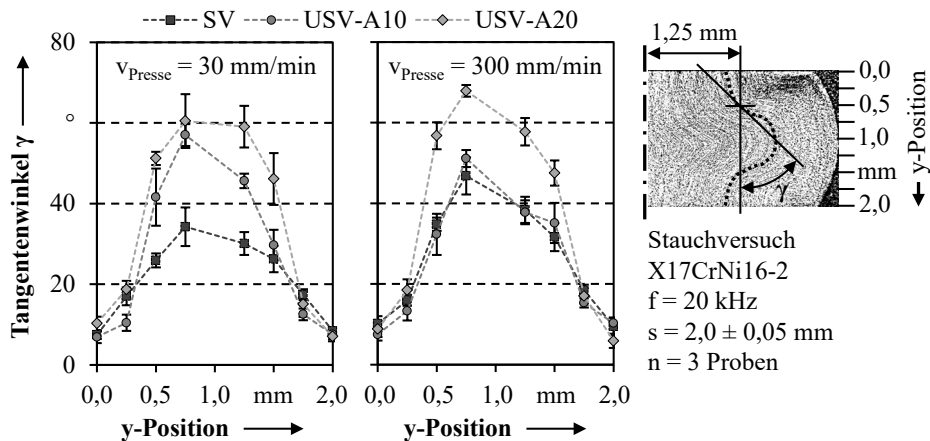


Bild 74: Ausbauchung der Fließlinien nach SV und USV mit X17CrNi16-2

In Bild 75 ist analog die Fließlinienanalyse für AW-6082 T6 dargestellt. Es sind identische Abhängigkeiten festzustellen wie für X17CrNi16-2. Bei 30 mm/min Pressenvorschub treten für das konventionelle und das ultraschallüberlagerte Stauchen mit $A = 20 \mu\text{m}$ maximale Tangentenwinkel von 42° bzw. 62° auf. Die Erhöhung des Pressenvorschubs auf 300 mm/min führt mit $\gamma = 44^\circ$ bzw. $\gamma = 61^\circ$ lediglich zu einer unwesentlichen Veränderung. Wie bereits für X17CrNi16-2 gezeigt, kommt es auch für AW-6082 T6 unabhängig vom Pressenvorschub zu einer signifikanten Verstärkung der Fließlinienausbauchung bei zunehmender Nominalamplitude. Die schwingungsbedingte Erhöhung des radialen Werkstoffflusses ist damit experimentell nachgewiesen.

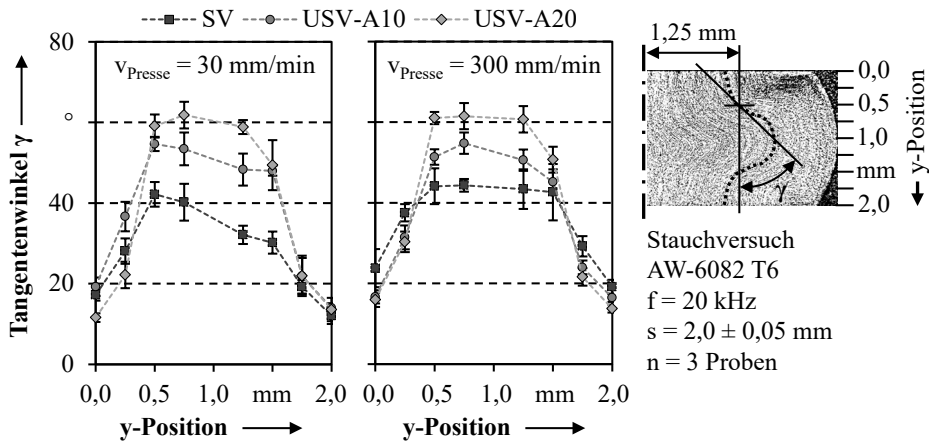


Bild 75: Ausbauchung der Fließlinien nach SV und USV mit AW-6082 T6

Insgesamt betrachtet führen die erfolgten numerischen und experimentellen Analysen hinsichtlich des veränderten Fließverhaltens bei Ultraschallüberlagerung zu übereinstimmenden Schlussfolgerungen. Der Werkstofffluss in der Umformzone ist bei Schwingungsüberlagerung deutlich erhöht. Zudem konzentriert sich die Umformzone verstärkt auf die Proben diagonale und das Probenzentrum, was zur Ausbildung markanter Scherbänder führt (siehe Abschnitt 6.3.2 - Bild 44). Die höheren Fließgeschwindigkeiten lassen außerdem Rückschlüsse auf eine Versetzungsbewegung mit gesteigerter Geschwindigkeit zu. Diese Erkenntnisse stützen Langeneckers [101] Hypothese, dass Schwingungsenergie bevorzugt an Versetzungen absorbiert wird und in stark umgeformten Bereichen zu einer erleichterten Versetzungsbewegung führt. Da dies zu einer Werkstofffestigung führt, ist anzunehmen, dass ein Teil der schwingungsbedingten Kraftreduzierung auf diesen Einfluss zurückzuführen ist.

Kurzzeitige Schwingungsüberlagerung

Gemäß aktueller Studien von Zhou [92] und Yao [93] kann die Ultraschallüberlagerung neben der temporären Entfestigung auch zu einer bleibenden Ent- bzw. Verfestigung des Werkstoffs führen. Anhand von ultraschallüberlagerten Stauchversuchen mit kurzzeitiger Schwingungsüberlagerung wird dieser Zusammenhang nachfolgend exemplarisch für die hochfeste Stahlgüte X17CrNi16-2 und die vergleichsweise weiche Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6 überprüft. Die Schwingungseinbringung erfolgt dabei konstant bei $s = 0,3 \text{ mm}$, nach Einsetzen des plastischen Fließens, für ein $0,5 \text{ mm}$ langes Intervall. Danach wird der Ultraschallgenerator abgeschaltet und der Prozess schwingungsfrei beendet.

Die Prozesskraftverläufe und die daraus ermittelte bleibende Kraftreduzierung beim Stauchen von X17CrNi16-2 mit kurzzeitiger Ultraschallüberlagerung sind in Bild 76 abgebildet. Erwartungsgemäß stellt sich nach Zuschalten der Schwingungsüberlagerung eine amplitudenabhängige spontane Reduzierung der maximalen oszillatorischen Kraft ein (siehe Bild 76a). Am Ende des Schwingungsintervalls kommt es zum schlagartigen Kraftanstieg, der jedoch unterhalb des konventionellen Kraftniveaus endet. Während des schwingungsfreien Umformens nähern sich die Kraftverläufe dann zwar langsam an das konventionelle Niveau an, erreichen dieses allerdings nicht. Zum Prozessende verbleibt dadurch eine Kraftreduzierung von etwa 3-4 % nach Schwingungsüberlagerung mit $A = 10 \mu\text{m}$ und etwa 8-9 % mit $A = 20 \mu\text{m}$ (siehe Bild 76b). Dies weist auf eine moderate, bleibende Werkstoffentfestigung hin.

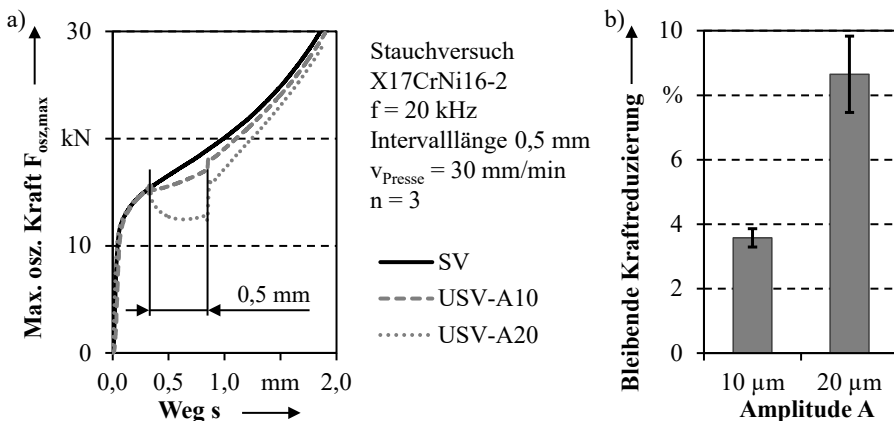


Bild 76: Prozesskraft (a) und bleibende Kraftreduzierung (b) beim USV mit X17CrNi16-2 und kurzzeitiger Ultraschallüberlagerung

Die Kraft-Weg-Verläufe und die bleibende Kraftreduzierung beim Stauchen von AW-6082 T6 mit kurzzeitiger Ultraschallüberlagerung sind in Bild 77 dargestellt. Ähnlich wie bei X17CrNi6-2 tritt mit Einsetzen der Schwingungsüberlagerung bedingt durch die akustische Entfestigung eine plötzliche und amplitudenabhängige Absenkung der Prozesskraft auf (siehe Bild 77a). Im Gegensatz zu dem für X17CrNi6-2 festgestellten Verhalten führt das Abschalten der Schwingungsüberlagerung jedoch zur nahezu vollständigen Aufhebung der Entfestigungswirkung. Während der schwingungsfreien Umformphase steigt die Prozesskraft mit etwas größerer Steigung als im konventionellen Fall an, sodass dessen Kraftniveau zum Prozessende hin überschritten wird. Die resultierenden Krafterhöhungen um etwa 2 % bis 3 % für $A = 10 \mu\text{m}$ und 1 % bis 2 % für $A = 20 \mu\text{m}$ deuten somit eine geringe bleibende Werkstoffverfestigung an (siehe Bild 77b). Da diese jedoch nur schwach ausgeprägt ist und vergleichsweise hohe Standardabweichungen vorliegen, kann für den Werkstoff AW-6082 T6 hinsichtlich des Amplitudeneinflusses keine zuverlässige Aussage getroffen werden.

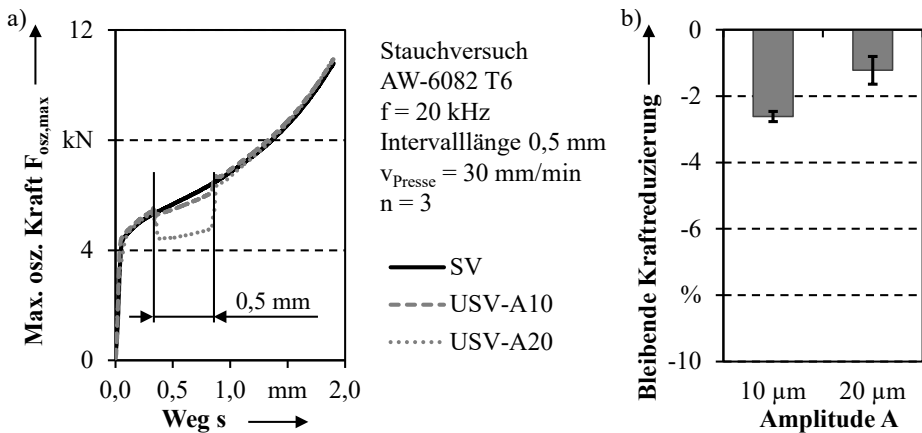


Bild 77: Prozesskraft (a) und bleibende Kraftreduzierung (b) beim USV mit AW-6082 T6 und kurzzeitiger Ultraschallüberlagerung

Die Schlussfolgerungen belegen somit, dass Werkstoffe durch den Einfluss hochfrequenter mechanischer Schwingungen auch eine dauerhafte Veränderung erfahren. Als hauptverantwortlich dafür sind werkstoffabhängige Gefügeveränderungen anzusehen. Weiterhin bestätigen sich die Erkenntnisse von Zhou et al. [92], wonach bei verhältnismäßig weichen Werkstoffen, wie AW-6082 T6, tendenziell eine permanente Verfestigung und bei festen Werkstoffen, wie X17CrNi6-2, eine bleibende Entfestigung auftritt. Gemäß Bagherzadeh und Abrinia [96] ist die Verfestigung von Aluminium auf einen amplitudenabhängigen und dauerhaften Anstieg

der Versetzungsdichte zurückzuführen. Die bleibende Entfestigung von Stahl wird von Dutta et al. [100] wiederum mit einer infolge von Dipolannihilation reduzierten Versetzungsdichte begründet.

7.6 Oberflächeneinflüsse

Zur Bewertung auftretender Oberflächeneinflüsse beim ultraschallüberlagerten Stauchen wird zunächst die Auswirkung eines veränderten Kontaktverhaltens an der Grenzfläche zwischen Probe und Sonotrode auf die Prozesskraft analysiert. Anschließend wird untersucht, ob und inwiefern ein Schwingungseinfluss auf die Grenzflächenreibung in der Kontaktzone existiert.

7.6.1 Kontaktzustand

Während der Analyse des Prozessverhaltens wurde bei Experimenten mit 20 μm Nominalamplitude für mehrere Parameterkombinationen zyklisches Abheben zwischen Sonotrode und Probe detektiert. Unklar ist bisher, ab welcher Grenzamplitude der Übergang von Dauerkontakt zu zyklischem Abheben stattfindet. Diese Übergangsgrenzen können durch stufenweise Absenkung der Generatorleistung P , die linear mit der Nominalamplitude in Zusammenhang steht, ermittelt werden. Eine Leistungsreduzierung um 10 % entspricht demnach bei Einsatz des 20 μm Boosters einer Absenkung der Nominalamplitude um 2 μm .

Für sämtliche relevanten Parameterkombinationen bei 20 kHz Schwingfrequenz sind in Bild 78 die über den Prozessverlauf hinweg auftretenden leistungsabhängigen Kontaktzustandsänderungen dargestellt. Die abgebildeten Diagramme sind jeweils in die Bereiche Dauerkontakt und zyklisches Abheben unterteilt. Prozessabschnitte an denen Dauerkontakt vorherrscht liegen in der oberen Diagrammhälfte (grau hinterlegt). Abschnitte mit zyklischem Abheben befinden sich in der unteren Diagrammhälfte (weiß hinterlegt). Beim ultraschallunterstützten Stauchen von AW-6082 T6 mit 30 mm/min Pressenvorschub dominiert für 100 % Generatorleistung zyklisches Abheben. Bereits durch eine Leistungsreduzierung auf 90 % bzw. 80 % tritt jedoch, abgesehen vom Prozessbeginn, durchgängig Dauerkontakt auf. Es ist daher anzunehmen, dass die Übergangsgrenze zum zyklischen Abheben bei 100 % Leistung liegt. Das beobachtete zyklische Abheben zu Prozessbeginn tritt beim ultraschallunterstützten Stauchen parameter- und werkstoffunabhängig auf und

ist auf das Durchlaufen des elastischen Prozessabschnitts sowie die zyklisch stattfindende Einglättung von Rauheitsspitzen zurückzuführen.

Bei AC-43400 überwiegt mit identischen Parametern und 100 % Generatorleistung ebenfalls zyklisches Abheben. Eine Leistungsreduzierung auf 70 % bewirkt hier noch keine wesentliche Veränderung des Kontaktzustands. Die sporadisch auftretenden, kurzen Dauerkontaktphasen sind lediglich auf die zufällige Schrägstellung der Probe während des Abhebens und die damit verbundene Schließung des Messstromkreises zurückzuführen. Dominanter Dauerkontakt wird durch weitere Reduzierung der Generatorleistung auf 60 % erreicht. Die Übergangsgrenze ist demnach bei 70 % Leistung bzw. $A = 14 \mu\text{m}$ anzusetzen.

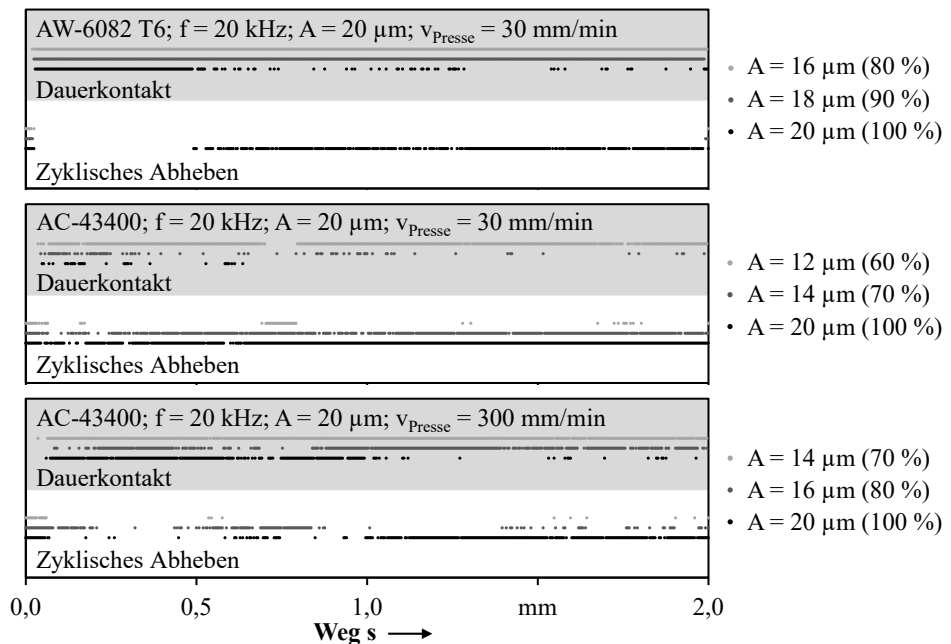


Bild 78: Übergangsgrenzen zum zyklischen Abheben bei 20 kHz Schwingfrequenz

Auch nach der Vorschuberrhöhung auf 300 mm/min liegt für AC-43400 bei 100 % Leistung überwiegend zyklisches Abheben vor. Durch eine Leistungsreduzierung auf 80 % kann der Dauerkontaktanteil über den Prozessverlauf hinweg zwar deutlich gesteigert werden, dominanter Dauerkontakt herrscht jedoch erst bei 70 % Leistung vor. Die Übergangsgrenze zum zyklischen Abheben liegt demnach bei 80 % Leistung bzw. $A = 16 \mu\text{m}$ und somit um $2 \mu\text{m}$ höher als bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$. Dies lässt die Schlussfolgerung zu, dass der Übergangsgrenzwert vom Vorschub abhängt und bei dessen Zunahme später erreicht wird. Ursache dafür ist

die bei erhöhtem Pressenvorschub auftretende Reduzierung der Sonotrodenrelativgeschwindigkeit in den Entlastungsphasen. Der Abhebeeffect wird dadurch abgeschwächt.

Die leistungsabhängige Veränderung des Kontaktverhaltens für die bei 15 kHz Schwingfrequenz relevanten Parameterkombinationen ist in Bild 79 dargestellt. Sowohl mit X17CrNi16-2 als auch mit AW-6082 T6 tritt bei 30 mm/min Pressenvorschub und 100 % Leistung zyklisches Abheben auf. Eine Leistungsreduzierung auf 90 % führt bei beiden Werkstoffen zu deutlich ausgeprägten Dauerkontaktphasen. Bei 80 % Leistung liegt dominanter Dauerkontakt vor. Die Übergangsgrenze zum zyklischen Abheben liegt daher in beiden Fällen bei 90 % Leistung, was einer Nominalamplitude von 18 μm entspricht. Zur berücksichtigen ist jedoch, dass bei der untersuchten Parameterkombination für X17CrNi16-2 eine relative Schwingungsamplitude von etwa 30 μm anliegt, während diese bei AW-6082 T6 lediglich etwa 22 μm beträgt.

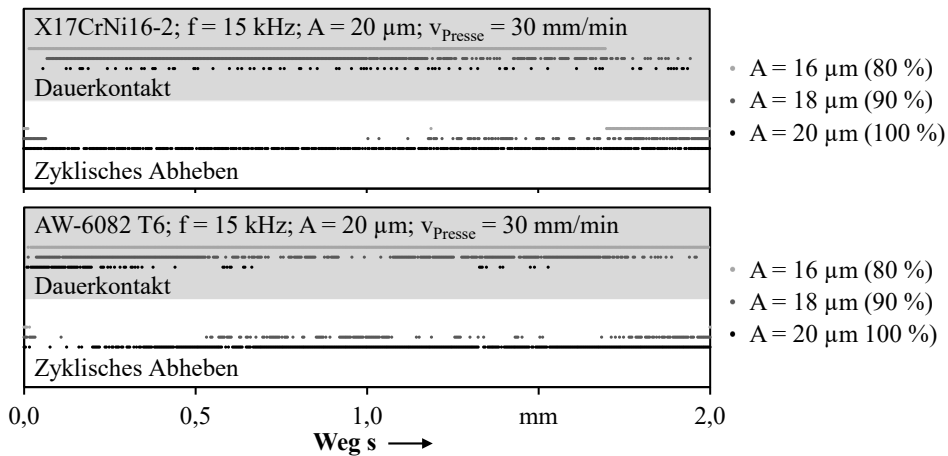


Bild 79: Übergangsgrenzen zum zyklischen Abheben bei 15 kHz Schwingfrequenz

Dies kann als zusätzlicher Hinweis dafür gewertet werden, dass die Übergangsgrenze bei Stahlwerkstoffen tendenziell höher liegt als bei Aluminiumwerkstoffen. Weiterhin bestätigt die Analyse für $f = 15$ kHz die bereits für $f = 20$ kHz identifizierte, starke Amplitudenabhängigkeit des Kontaktverhaltens. Fraglich ist bisher noch, ob sich der Übergang zum zyklischen Abheben auch auf die erforderliche Prozesskraft auswirkt.

Um dies zu bewerten, ist in Bild 80 der Einfluss des Kontaktzustandwechsels auf die Prozesskraft abgebildet. Unter Berücksichtigung des Amplitudeneinflusses ist, unabhängig von der Schwingfrequenz, dem Pressenvor-

schub und dem eingesetzten Werkstoff, keine verstärkte Kraftreduzierung bei Erreichen bzw. Überschreiten des Grenzwerts zum zyklischen Abheben festzustellen.

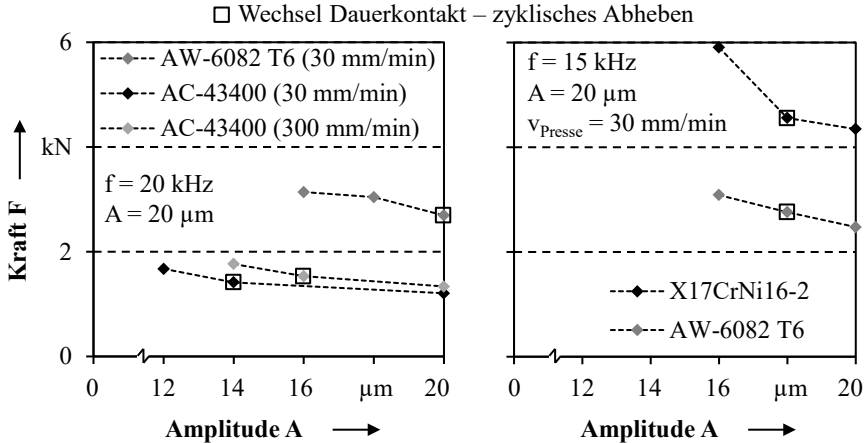


Bild 80: Einfluss des Kontaktzustands auf die Prozesskraft

Für die Werkstoffe AC-43400 und X17CrNi16-2 tritt bei dominantem zyklischen Abheben ($A = 20 \mu\text{m}$) tendenziell sogar eine geringfügig höhere Prozesskraft auf, als bei steigender Amplitude zu erwarten ist. Gegenteiliges ist für AW-6082 T6, 20 kHz Schwingfrequenz und 30 mm/min Pressenvorschub der Fall. Da die Kraftunterschiede in beiden Fällen äußerst gering ausfallen und auch ein amplitudenabhängiger Effekt nicht auszuschließen ist, sind dies jedoch lediglich Beobachtungen und keine belastbaren Erkenntnisse.

In Übereinstimmung mit den Ergebnissen von Leicht et al. [80] kann im Amplitudenbereich bis $20 \mu\text{m}$ somit kein ausgeprägter Einfluss des Kontaktzustands auf die Prozesskraft nachgewiesen werden. Da anzunehmen ist, dass hinsichtlich des Kontaktverhaltens starke Abhängigkeiten von den elastischen Werkzeug- und Probeneigenschaften, der Art des Umformprozesses sowie der Oberflächenbeschaffenheit der Proben vorliegen, sind die Studien jedoch nur bedingt vergleichbar. Beim ultraschallunterstützten Verstemmen mit $A = 45 \mu\text{m}$ detektierten Leicht et al. markantes zyklisches Abheben, das zu einer extrem verstärkten Kraftreduzierung von bis zu 95 % führt. Dieser Effekt ist im Rahmen dieser Untersuchung aufgrund der deutlich geringeren Nominalamplituden nicht überprüfbar.

7.6.2 Reibung

Zur Bewertung des Reibungseinflusses beim ultraschallunterstützten Stauchen wird zunächst die resultierende Oberflächenbeschaffenheit an der Probenstirnfläche nach dem konventionellen und ultraschallunterstützten Stauchen analysiert. Dazu sind in Bild 81 die gemittelten Rautiefen R_z in Abhängigkeit der Prozessparameter für die Werkstoffe X17CrNi16-2 und AW-6082 T6 dargestellt. Durch konventionelles Stauchen wird eine deutliche Reduzierung der Rautiefe von $9,3 \mu\text{m}$ auf $1,3 \mu\text{m}$ für X17CrNi16-2 und von $16,5 \mu\text{m}$ auf $0,8 \mu\text{m}$ für AW-6082 T6 erzielt. Die Ultraschallüberlagerung führt bei beiden Werkstoffen wider Erwarten nicht zur Verstärkung, sondern zur amplitudenabhängigen Abschwächung der Einglättung. Bei X17CrNi16-2 fällt diese mit Werten bis $R_z = 1,6 \mu\text{m}$ äußerst gering aus. Hingegen tritt bei AW-6082 T6 mit $R_z = 2,1 \mu\text{m}$ für $A = 20 \mu\text{m}$ eine mehr als doppelt so hohe Rautiefe auf wie im konventionellen Fall. Zurückzuführen ist die verminderte Einglättungswirkung bei zunehmender Amplitude auf die dabei reduzierte maximale Prozesskraft und Flächenpressung [200]. Unter Berücksichtigung der Erkenntnisse von Yao et al. [75] ist davon auszugehen, dass die veränderte Oberflächenbeschaffenheit eine moderate Veränderung der Kontaktsteifigkeit zur Folge hat und dadurch die auftretenden dynamischen Kraftanteile beeinflusst.

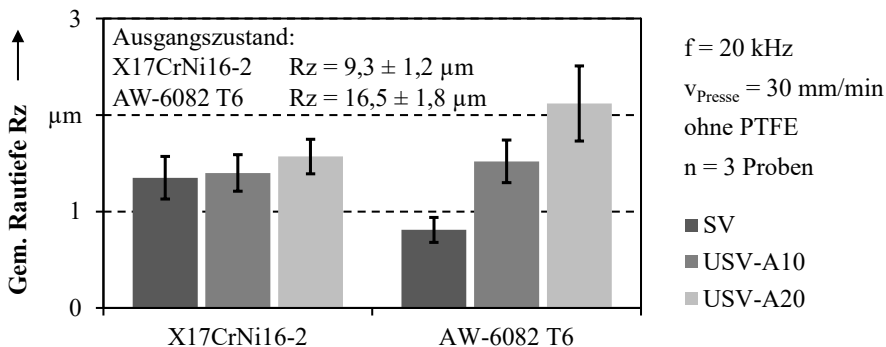


Bild 81: Gemittelte Rautiefe R_z an der Probenstirnfläche nach SV und USV

Um den Zusammenhang zwischen Grenzflächenreibung und Prozesskraft näher zu untersuchen, erfolgen für den Werkstoff X17CrNi16-2 Vergleichsexperimente mit PTFE-Folie als Schmiermedium. Deren Einfluss auf die Prozesskraftverläufe und die erzielbare relative Kraftreduzierung beim konventionellen und beim ultraschallüberlagerten Stauchen mit variierender Nominalamplitude verdeutlicht Bild 82. Unabhängig von der Art der Prozessführung und der verwendeten Schwingungsamplitude führt

der Einsatz von PTFE-Folie, im direkten Vergleich mit Experimenten ohne Schmiermedium, stets zu einer moderaten Kraftreduzierung. Diese ist näherungsweise konstant und beträgt etwa 5 %. Bei Experimenten ohne PTFE-Folie kommt es am Prozessende, bedingt durch die Vergrößerung der Probenstirnflächen, erwartungsgemäß zu einem exponentiellen Anstieg der Reibkraft.

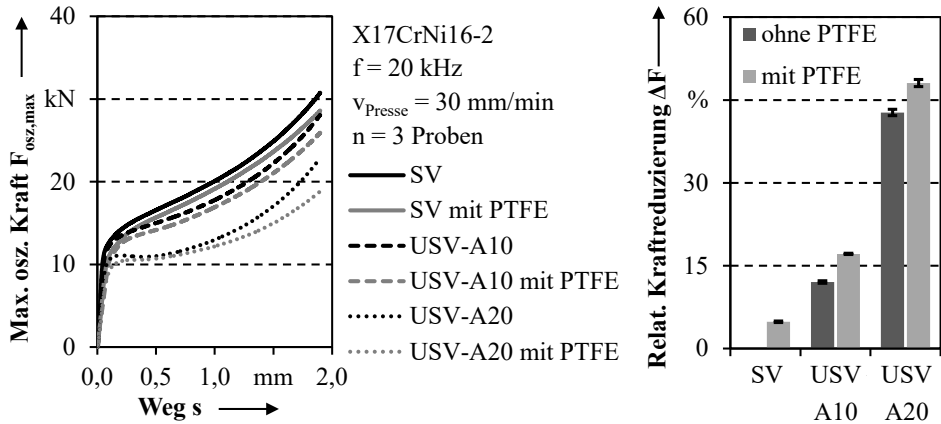


Bild 82: Einfluss von PTFE-Folie auf die Prozesskraft bei SV und USV

Die dabei auftretende Veränderung des Werkstoffflusses ist in Bild 83 repräsentativ für den konventionellen und den ultraschallüberlagerten Stauchversuch mit $A = 20 \mu\text{m}$ veranschaulicht. Unterschiede sind bei konventioneller Prozessführung überwiegend im Probenzentrum festzustellen. Bei Einsatz von PTFE-Folie sind die δ -Ferrit-Zonen dort ausschließlich axial orientiert und weisen somit den Ausgangszustand auf. Bei schmierstofffreier Prozessführung kommt es hingegen im Probenkern zur radialen Verschiebung der δ -Ferrit-Zonen, bedingt durch einen veränderten Werkstofffluss. In Übereinstimmung mit dem Stand der Forschung resultiert dieser in einer verstärkten radialen Probenausbauchung [33].

Eine ähnliche Beeinflussung tritt bei Schwingungsüberlagerung mit $20 \mu\text{m}$ Nominalamplitude auf (siehe Bild 83 unten). Analog zum konventionellen Fall erfährt das Probenzentrum bei Verwendung von PTFE-Folie keinen wesentlichen Werkstofffluss in radialer Richtung. Der Bereich mit rein axial orientierten δ -Ferrit-Zonen ist dabei verglichen mit dem konventionellen Experiment größer, was gemäß gängiger Umformtheorie [196] auf eine verringerte Reibung hindeutet. Bei Experimenten ohne Schmiermedium kommt es wiederum zu einem markanten radialen Werkstofffluss im Probenzentrum. Wie bereits in Abschnitt 6.3.1 geschildert, ist dieser im Vergleich zu konventioneller Prozessführung deutlich verstärkt.

Hinsichtlich der Probenausbauchung sind qualitativ gesehen keine Unterschiede zwischen schwingungsfreier und schwingungsüberlagerter Prozessführung festzustellen.

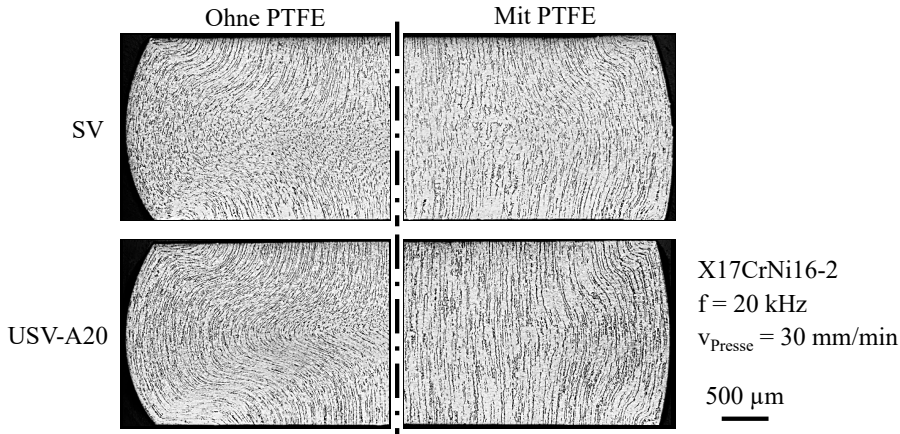


Bild 83: Einfluss von PTFE-Folie auf den Werkstofffluss bei SV und USV

Zur aussagekräftigen Bewertung des Schwingungs- und Schmierstoffeinflusses wird die potenzielle Veränderung der Probenausbauchung nachfolgend auf Basis optischer Geometriemessungen quantitativ analysiert (siehe Bild 84). Als Vergleichsgröße dient dabei der über den Probenumfang gemittelte Radius R_{mittel} an repräsentativen y -Positionen. Weiterhin ist zur Orientierung der theoretisch resultierende, konstante Probenradius nach ideal reibungsfreier Stauchung um 2 mm veranschaulicht.

Beim Stauchen ohne Schmiermedium ist festzustellen, dass die Ausbauchung in der Probenmitte ($y = 0,5-1,5$ mm) stark durch die Schwingungsüberlagerung beeinflusst wird. An der Position $y = 1$ mm steigt R_{mittel} für $A = 10$ μm schwingungsbedingt von 2,91 mm auf 2,93 mm. Die Erhöhung der Nominalamplitude auf 20 μm führt mit $R_{\text{mittel}}(1 \text{ mm}) = 2,94$ mm zu einer weiteren Verstärkung der Probenausbauchung. Im oberen und unteren Probenabschnitt sind keine wesentlichen Veränderungen ersichtlich.

Die Verwendung von PTFE-Folie führt sowohl bei konventioneller als auch bei ultraschallunterstützter Prozessführung zu einer deutlich verringerten Ausbauchung in Probenmitte. Hinsichtlich des Schwingungseinflusses liegt jedoch, im Vergleich zu den Experimenten ohne Schmiermedium, ein deutlich verändertes Verhalten vor. So ist mit $R_{\text{mittel}}(1 \text{ mm}) = 2,90$ mm kein Unterschied für das konventionelle und das ultraschallunterstützte Stauchen mit $A = 10$ μm festzustellen. Auch die

Amplitudensteigerung auf $A = 20 \mu\text{m}$ führt mit $R_{\text{mittel}}(1 \text{ mm}) = 2,88 \text{ mm}$ wider Erwarten nicht zur Verstärkung, sondern zur Reduzierung der Ausbauchung. Es ist davon auszugehen, dass sich die reibungsreduzierende Wirkung von PTFE-Folie durch die eingebrachten Ultraschallschwingungen verstärkt, wodurch eine verminderte Ausbauchung in Probenmitte auftritt. Jedoch wirkt der verstärkte radiale Werkstofffluss bei Schwingungsüberlagerung diesem Effekt entgegen. Für $A = 10 \mu\text{m}$ heben sich die gegensätzlichen Einflüsse nahezu vollständig auf, sodass eine ähnliche Ausbauchung wie im konventionellen Fall erzielt wird.

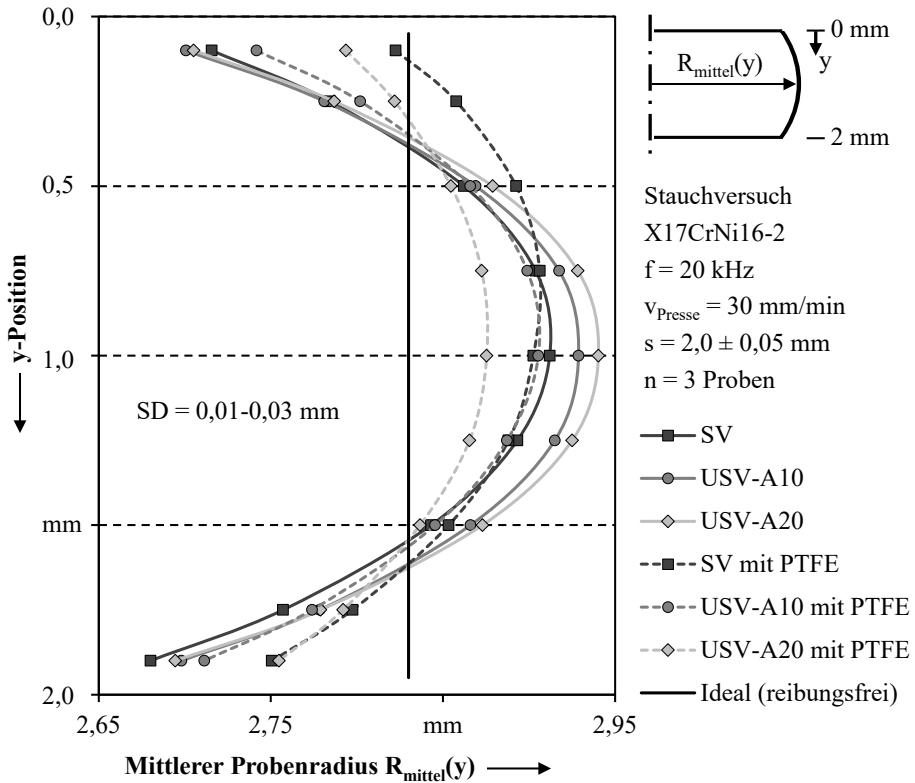


Bild 84: Einfluss von PTFE-Folie auf die Probenausbauchung bei SV und USV

Da sowohl der Werkstofffluss als auch die Probenausbauchung gleichzeitig von den tribologischen Bedingungen und der Schwingungsüberlagerung beeinflusst werden, kann auf Basis der durchgeführten Analyse keine eindeutige Trennung dieser Einflussgrößen erfolgen. In Übereinstimmung mit der Schlussfolgerung von Yao et al. [85] ist jedoch insgesamt ein vergleichsweise geringer Reibungseinfluss beim ultraschallüberlagerten Stauchen festzustellen. Die in diesem Zusammenhang angestellte Werk-

stoffflussanalyse bekräftigt die Relevanz werkstoffseitiger Einflussfaktoren hinsichtlich der schwingungsbedingten Kraftreduzierung.

7.7 Zusammenfassende Bewertung

Gemäß aktuellem Forschungsstand ist anzunehmen, dass zahlreiche unterschiedliche Mechanismen an der Prozesskraftreduzierung bei ultraschallüberlagerter Umformung beteiligt sind. Bei der Ursachenanalyse wurden bisher jedoch meist nur Teilaspekte beleuchtet. Die vorliegende Studie verfolgt daher einen ganzheitlichen Untersuchungsansatz, der alle bekannten, mechanischen, thermischen, werkstoffseitigen und tribologischen Erklärungsansätze berücksichtigt. Um dabei auch simulative Prozessanalysen durchführen zu können, wurde der ultraschallüberlagerte Stauchversuch transient mittels der Finite-Elemente-Methode modelliert. Aufgrund der Integration eines nutzerspezifischen Materialmodells, das in der Lage ist, die schwingungsbasierte Werkstoffentfestigung und -erwärmung zu reproduzieren, erzielt das entwickelte Prozessmodell eine hohe Abbildegenauigkeit.

Die in Abschnitt 7.3 erfolgten experimentellen und numerischen Analysen belegen, dass rein mechanische Einflüsse lediglich die mittlere, nicht aber die zur Bewertung herangezogene, maximale oszillatorische Prozesskraft absenken. In Übereinstimmung mit den Erkenntnissen von Daud et al. [99] kann das rein mechanische Prinzip der Spannungsüberlagerung hinsichtlich der schwingungsbasierten Entfestigung daher als irrelevant ausgeschlossen werden.

Zur Ermittlung des thermischen Einflusses wurden die während des ultraschallüberlagerten Stauchens gemessenen Erwärmungskurven erstmals exakt in Referenzversuchen mit Wärmeunterstützung nachgebildet. Anhand der auftretenden Prozesskraftverläufe wurde nachgewiesen, dass der thermisch bedingte Anteil der Kraftreduzierung bei den Stahlwerkstoffen zwischen 24 % und 83 % und bei den Aluminiumwerkstoffen zwischen 14 % und 37 % variiert. Die Probenerwärmung stellt also zweifellos eine relevante Einflussgröße dar, liefert aber keine vollständige Erklärung. Dies bestätigt die Erkenntnisse von Liu et al. [89] und Hung et al. [104], die thermischen Einflüssen ebenfalls einen Teilbeitrag an der Gesamtkraftreduzierung zuordnen. Die Schlussfolgerung steht allerdings im Widerspruch zu den Studien von Yao et al. [24] und Daud et al. [106]. In Experimenten mit Aluminium stuften diese thermische Einflüsse bezüglich der Prozesskraftreduzierung sogar als vernachlässigbar ein.

Hinsichtlich der werkstoffseitigen Einflüsse erfolgten zunächst simulative Analysen. Diese belegen, dass die eingebrachte Schwingbewegung und die auftretende Werkstoffentfestigung beim Stauchen erhöhte Umformgrade und eine Beschleunigung des Werkstoffflusses bewirken. Im Bereich der Probendiagonalen führt dies zur verstärkten Dehnungslokalisierung. Die erhöhten Umformgrade und die Lokalisierung der Umformzone konnten durch Kleinlasthärtemessungen experimentell verifiziert werden. Übereinstimmend mit den Erkenntnissen von Liu et al. [89] bestätigten Gefügeanalysen weiterhin den gesteigerten Werkstofffluss in stark umgeformten Probenabschnitten. Außerdem deuten sich schwingungsbedingte Gefügeveränderungen an. Bei S235JR sind im Anschluss an die Ultraschallüberlagerung markante Scherbänder und eine deutlich veränderte Korngeometrie festzustellen. Dies weist auf eine leichtere Versetzungsbewegung sowie einen beschleunigten Werkstofffluss hin und stützt die Überlegungen von Blaha [95] und Izumi [84]. Zusätzlich zur temporären Entfestigung tritt bei X17CrNi16-2 eine moderate bleibende Entfestigung und bei AW-6082 T6 eine bleibende Verfestigung auf. Dies bestätigt die Erkenntnisse von Zhou et al. [92], wonach weiche Werkstoffe bei Schwingungsüberlagerung tendenziell eine bleibende Verfestigung und feste Werkstoffe eine Entfestigung erfahren. Zurückgeführt wird dies auf den Anstieg [96] bzw. die Reduzierung [100] der Versetzungsdichte.

Bezüglich der Oberflächeneinflüsse wurden die Kontakt- und die Reibbedingungen analysiert. Um den Einfluss des Kontaktzustands bewerten zu können, erfolgte für alle relevanten Parameterkombinationen zunächst die Identifikation der Übergangsgrenzen von Dauerkontakt zu zyklischem Abheben. Dabei wurde nachgewiesen, dass diese neben der Schwingungsamplitude auch vom linearen Pressenvorschub und vom eingesetzten Versuchswerkstoff abhängen. Hinsichtlich der Kraftreduzierung ist im Amplitudenbereich bis 20 μm kein signifikanter Einfluss des Kontaktzustands feststellbar. In Bezug auf die Reibbedingungen wurde nach Experimenten mit Ultraschallüberlagerung unerwartet eine reduzierte Oberflächeneinglättung ermittelt, die zwangsläufig eine geringe Reibungserhöhung bewirkt. Zurückzuführen ist dieser Effekt auf die verminderte Flächenpressung infolge geringerer Maximalkraft [200]. Die Erkenntnisse aus Vergleichsexperimenten, mit und ohne Schmiermedium, deuten jedoch insgesamt auf einen unbedeutenden Reibungseinfluss beim ultraschallunterstützten Stauchen hin und stützen somit die Untersuchungen von Aziz et al. [120] und Yao et al. [85], die Oberflächeneffekte als wesentliche Ursache der Kraftreduzierung komplett ausschlossen.

Der ganzheitliche Untersuchungsansatz, die präzise Kalibrierung der Kraftmessungen und die detaillierten Kenntnisse über das vorliegende Werkzeugschwingungsverhalten ermöglichen abschließend die aussagekräftige Identifikation relevanter Mechanismen, die beim ultraschallüberlagerten Stauchen eine Kraftreduzierung bewirken. Sowohl dem Spannungsüberlagerungsprinzip als auch den Oberflächeneinflüssen sind diesbezüglich nur untergeordnete Rollen zuzuordnen. Thermische Einflüsse sind zwar beteiligt, reichen aber als alleiniger Erklärungsansatz nicht aus. Werkstoffseitige Ursachen müssen somit nach dem Ausschlussprinzip ebenfalls relevant sein, auch wenn diese bedingt durch die enge Verknüpfung mit Wärme und Reibung nur eingeschränkt quantifizierbar sind. Dies unterstützt die Schlussfolgerung von Aziz et al. [120], wonach die akustische Entfestigung als dominante Ursache der schwingungsbedingten Kraftreduzierung zu werten ist.

Der beim ultraschallüberlagerten Stauchen auftretenden temporären Entfestigung liegen also nachweislich sowohl thermische (siehe Abschnitt 7.4) als auch werkstoffseitige (siehe Abschnitt 7.5) Einflüsse zugrunde. Dies lässt den Rückschluss zu, dass die von Blaha und Langenecker [95] postulierte Absorption von Schwingungsenergie an Versetzungen ursächlich für die Entfestigung ist. Wie anhand der Gefügeanalysen belegt, tritt besonders in stark umgeformten Bereichen ein verändertes Werkstoffverhalten auf. Eine begünstigte Versetzungsbewegung infolge von Energieabsorption und lokaler Erwärmung erklärt dieses Verhalten. Zusätzlich unterstützt wird die Schlussfolgerung durch die detektierte starke Probenerwärmung bei ultraschallüberlagerter Prozessführung. Annahme dabei ist, dass trotz der lokalen Erwärmung, aufgrund von Wärmeleitung, eine verhältnismäßig homogene Temperaturverteilung in der Probe vorliegt. Es ist jedoch nicht auszuschließen, dass gemäß des Prinzips der adiabatischen Scherbandbildung [43] lediglich eine begrenzte Wärmeableitung stattfindet. Die auftretenden Temperaturen in der Umformzone fallen in diesem Fall wesentlich höher aus, als an der Außenseite der Probe messbar. Folglich wäre der thermisch bedingte Anteil an der schwingungsbedingten Entfestigung sogar größer als bisher angenommen.

Da bei Schwingungsüberlagerung während der Entlastungsphasen eine Lastumkehr auf mikrostruktureller Ebene stattfindet, stellt auch die erleichterte Versetzungsbewegung infolge des Bauschingereffekts einen plausiblen Ansatz zur Begründung der akustischen Entfestigung dar [37]. Für den Werkstoff X17CrNi16-2, der einen ausgeprägten Bauschingereffekt aufweist, ist allerdings im Vergleich zu den diesbezüglich weniger sensitiven Werkstoffen keine gesteigerte Entfestigungswirkung festzustellen.

Ein dominanter Einfluss des Bauschingereffekts ist daher nicht anzunehmen. Hingegen liefert der für AC-43400 charakteristische, deutlich geringere Fließbeginn bei Zugbelastung – im Vergleich zu Druckbelastung – eine schlüssige Erklärung für die vergleichsweise starke schwingungsbedingte Entfestigung dieses Werkstoffs.

8 Beeinflussung der Formänderungsgrenzen durch Ultraschallüberlagerung

Anknüpfend an die gemäß aktuellem Stand der Forschung vorliegenden, inkonsistenten Erkenntnisse ist bislang nicht bekannt, inwiefern die Überlagerung von Ultraschallschwingungen die Formänderungsgrenzen metallischer Werkstoffe beeinflusst. Aufgrund der Ähnlichkeit zur Warmumformung wird meist willkürlich eine Erweiterung angenommen. In Abschnitt 6.3.4 dieser Untersuchung wurde jedoch bei ultraschallunterstützten Stauchversuchen mit der Aluminiumgusslegierung AC-43400 eine begünstigte Rissbildung an der Probenmantelfläche und im Bereich der Scherbänder beobachtet. Dies deutet darauf hin, dass das beim Stauchen charakteristische Versagen durch Scherbruch entgegen der Erwartungen verfrüht eintritt. Da Stauchversuche aufgrund der verhältnismäßig unkritischen Werkstoffbeanspruchung ungeeignet für Versagensanalysen sind, ist zur grundlegenden Untersuchung der vorherrschenden Wirkzusammenhänge eine alternative experimentelle Vorgehensweise erforderlich, die im folgenden Kapitel vorgestellt und angewendet wird [201].

8.1 Versuchsprogramm und methodische Vorgehensweise

Der aus der Hochgeschwindigkeitswerkstoffprüfung bekannte, einfache Scherversuch mit Hutproben [38] gilt hierbei als vielversprechender Ansatz. Durch eine reine Druckbelastung der Probe kann hiermit ein verhältnismäßig homogener Spannungszustand in der Scherebene erzeugt werden. Die Ausbildung der Scherzone und das Versagensverhalten werden dabei maßgeblich durch die Probengeometrie bestimmt. Auf Basis relevanter Literatur wird daher nachfolgend zunächst eine geeignete Geometrie ausgewählt. Anschließend erfolgt die Anpassung des Prüfstands für ultraschallunterstützte Stauchversuche im Hinblick auf konventionelle (HSV) und ultraschallunterstützte Hutscherversuche (UHSV). Im Fokus steht dabei die Entwicklung einer geeigneten Auswertemethodik zur reproduzierbaren Identifikation des Versagenseintritts. Der aktuell vorliegende Umformweg bei Rissinitiierung dient in diesem Zusammenhang als bestimmende Größe, da die üblicherweise verwendete Dehnung aufgrund eingeschränkter Messmöglichkeiten bei Ultraschallüberlagerung nicht

anwendbar ist. Die Bewertung der Formänderungsgrenzen erfolgt jedoch nicht ausschließlich anhand von Kraft-Weg-Messungen, sondern auch auf Basis metallografischer Analysen.

Die von Meyer et al. [38] für Scherversuche mit hohen Dehnraten definierte Hutprobegeometrie ist weithin akzeptiert, weshalb die relevanten Maße übernommen werden (siehe Bild 85 rechts). Demnach weist die Scherzone eine Höhe von 1,0 mm und eine Breite von 0,1 mm auf. Um Störeinflüsse durch Fertigungsungenauigkeiten zu vermeiden, werden die erforderlichen Hutproben – analog zu den Stauchproben – mittels Drahterodieren hergestellt. In Anlehnung an [39] kommen daher spiegelsymmetrische Proben mit 10 mm Tiefe zum Einsatz.

Da es bedingt durch die Probengeometrie möglich ist, durch reine Druckbelastung einen Scherzustand zu erzeugen, ist der Prüfstand zum ultraschallunterstützten Stauchen uneingeschränkt auch für Hutscherversuche mit Schwingungsüberlagerung anwendbar. Lediglich die Probenfixierung im Zentrum der Stauchbahn erfordert eine geringfügige Anpassung, um das Verkippen der 10 mm hohen Hutproben zuverlässig zu vermeiden. Wie in Bild 85 (links) dargestellt, wird dazu ein Probenhalter aus Polyvinylchlorid (PVC) mit 3 mm Dicke eingesetzt.

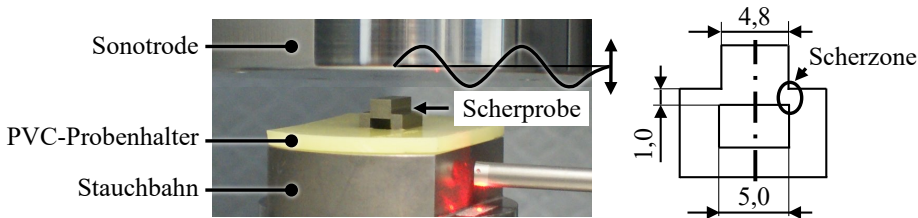


Bild 85: Ultraschallüberlagerter Scherversuch mit Hutproben

Die reproduzierbare Bestimmung des Versagenseintritts anhand von Kraft-Weg-Messdaten ist eine bekannte Herausforderung bei zahlreichen Arten der Versagensanalyse. Bei ultraschallüberlagerten Hutscherversuchen treten im relevanten Prozessabschnitt teilweise geringe Kurvengradienten und vereinzelte Signalüberschwinger auf. In Verbindung mit einer hohen Abtastrate von 1 MHz ist die automatisierte Ermittlung des Versagenseintritts über die Maximalkraft daher nicht uneingeschränkt möglich.

In Bild 86 ist exemplarisch ein charakteristischer Kraft-Weg-Verlauf aus ultraschallunterstützten Hutscherversuchen mit Edelstahl X₁₇CrNi16-2 abgebildet. Analog zum Stauchen mit Ultraschallüberlagerung setzt sich die Prozesskraft aus der maximalen oszillatorischen $F_{\text{osz,max}}$ und der

minimalen oszillatorischen $F_{\text{osz,min}}$ sowie der mittleren Kraft F_m zusammen. Alle Kraftverläufe zeigen zunächst einen linearen Anstieg, der den elastischen Prozessabschnitt kennzeichnet. Am Ende dieses Bereichs setzt plastisches Scheren ein. Diese Phase endet mit dem Werkstoffversagen durch Rissbildung, das in Verbindung mit einem raschen Kraftabfall auftritt.

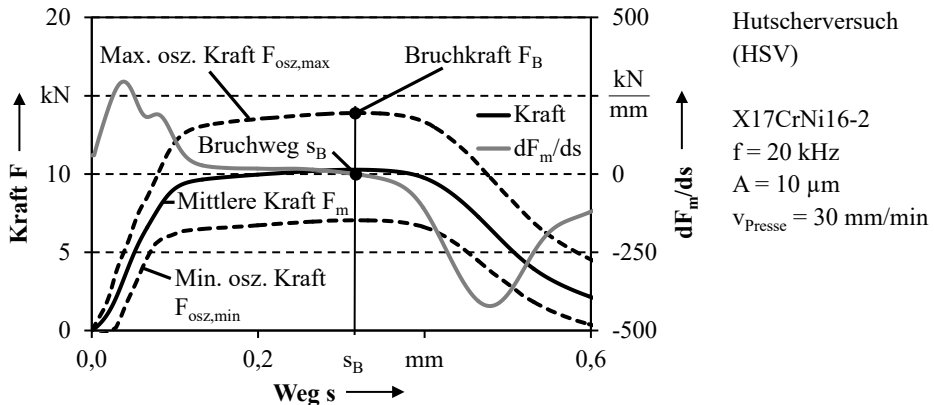


Bild 86: Bestimmung des Versagenseintritts nach [201]

Um das Einsetzen des Kraftabfalls reproduzierbar detektieren zu können, wird der Nulldurchgang des Gradienten dF_m/ds bestimmt. Der zu diesem Zeitpunkt vorliegende Weg s wird als Bruchweg s_B bezeichnet und dient als Versagenskenngröße. Die zugehörige maximale oszillatorische Kraft $F_{\text{osz,max}}(s_B)$ wird als Bruchkraft F_B bezeichnet.

Im Rahmen der Versagensanalyse erfolgen sowohl konventionelle als auch ultraschallunterstützte Hutscherversuche mit 20 kHz Schwingfrequenz. Analog zu den Stauchversuchen werden dabei die Schwingungsamplitude (10 μm und 20 μm) und der Pressenvorschub (30 mm/min und 300 mm/min) variiert, um relevante Prozesseinflüssen identifizieren zu können. Die Prüfung erfolgt für die Werkstoffe X17CrNi16-2, S235JR und AC-43400. Die Aluminiumlegierung AW-6082 T6 bleibt unberücksichtigt, da sich hier in Vorversuchen hinsichtlich der Prozesskraft eine außergewöhnlich hohe Streuung gezeigt hat, die auf die inhomogene Verteilung der Fe-Mn-Si-Ausscheidungen in Verbindung mit der verhältnismäßig kleinen Scherzone zurückgeführt wird.

8.2 Analyse von Prozesskraft und Werkstoffversagen

Die bei konventionellen und ultraschallunterstützten Hutscherversuchen mit dem Werkstoff X17CrNi16-2 auftretenden Prozesskraftverläufe sind in Bild 87 gegenübergestellt. Für $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ stellt sich bei

Schwingungsüberlagerung erwartungsgemäß eine reduzierte Prozesskraft im Vergleich zum konventionellen Experiment ein. Zudem kommt es schwingungsbedingt zur verfrühten Initiierung des Scherbruchs. Bei Erhöhung des Pressenvorschubs auf 300 mm/min ist qualitativ gesehen ein identisches Verhalten festzustellen.

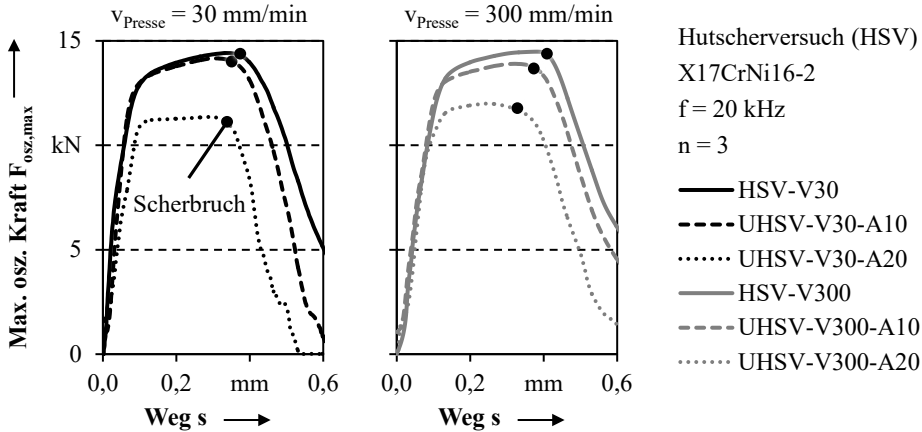


Bild 87: Prozesskraftverlauf bei HSV und UHSV mit X17CrNi16-2 nach [201]

Zur quantitativen Analyse der parameterabhängigen Veränderungen sind in Bild 88 die zugehörigen Bruchkräfte und Bruchwege abgebildet. Hinsichtlich der Bruchkraft tritt für A = 10 µm, unabhängig vom Pressenvorschub, eine Reduzierung von 14,5 kN auf 14,0 kN im Vergleich zum konventionellen Experiment auf. Für A = 20 µm sind mit 11,3 kN und 12,0 kN bei v_{Presse} = 30 mm/min und v_{Presse} = 300 mm/min weitere Bruchkraftreduzierungen festzustellen. Bezüglich der Kraftreduzierung liegen somit klare Abhängigkeiten von der Schwingungsamplitude und dem Pressenvorschub vor, die, analog zum Stauchversuch, mit der Menge an eingebrachter Schwingungsenergie korrelieren [84].

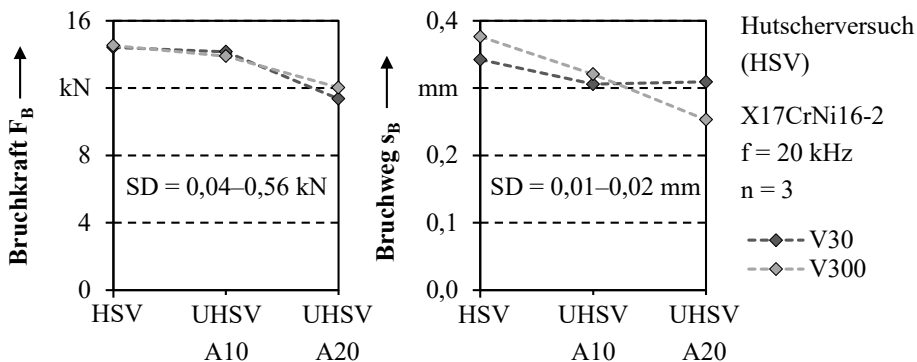


Bild 88: Versagenseintritt bei HSV und UHSV mit X17CrNi16-2 nach [201]

Ähnliche Abhängigkeiten treten hinsichtlich des Bruchwegs auf. Bei $v_{\text{Presse}} = 30 \text{ mm/min}$ wird dieser infolge der Schwingungsüberlagerung amplitudenunabhängig von $0,34 \text{ mm}$ auf $0,31 \text{ mm}$ reduziert. Für 300 mm/min Pressenvorschub kommt es zur linearen Reduzierung des Bruchwegs bei zunehmender Schwingungsamplitude. Ausgehend von $s_B = 0,37 \text{ mm}$ bei konventioneller Prozessführung, verringert sich der versagensfrei erreichbare Umformweg auf $0,32 \text{ mm}$ für $A = 10 \mu\text{m}$ und $0,25 \text{ mm}$ für $A = 20 \mu\text{m}$. Unter Berücksichtigung der geringen Standardabweichungen ist bei Hutscherversuchen mit dem Werkstoff X17CrNi16-2 somit nicht nur eine schwingungsbedingte Kraftreduzierung, sondern auch ein signifikant verfrühter Eintritt des Scherversagens festzustellen. Die dafür verantwortlichen Wirkmechanismen werden nachfolgend mithilfe von Gefügeanalysen ermittelt.

Zusätzlich zu den kompletten Experimenten erfolgten Stufenversuche für charakteristische Prozesszustände, um die metallografische Analyse des Bruchverhaltens zu ermöglichen. Anhand repräsentativer Gefügeaufnahmen verdeutlicht Bild 89 die auftretende Rissinitiierung und -ausbreitung bei konventionellen und ultraschallüberlagerten Hutscherversuchen mit X17CrNi16-2. Bei konventioneller Prozessführung bilden sich zunächst kleine Risse an den Enden der Scherzone aus, die sich bei fortschreitendem Prozess in axialer Richtung ausbreiten und letztendlich zum Scherbruch führen.

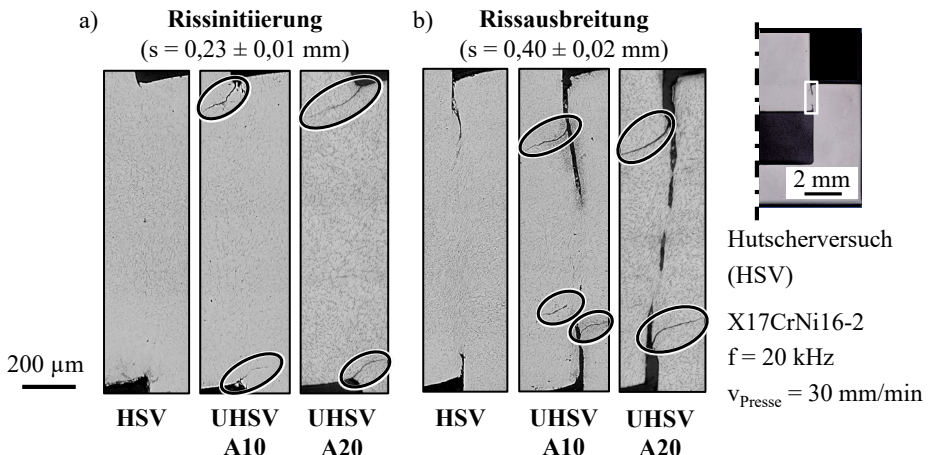


Bild 89: Rissinitiierung (a) und -ausbreitung (b) bei HSV und UHSV mit dem Werkstoff X17CrNi16-2 nach [201]

Die Überlagerung von Ultraschallschwingungen resultiert in einem veränderten Versagensverhalten. Unabhängig von der Nominalamplitude

treten hier in der Rissinitiierungsphase zusätzliche, transversal orientierte Risse auf. Diese werden durch die Spannungskonzentration im Bereich der Scherzonenenden in Verbindung mit der zyklischen Wechselbelastung hervorgerufen. Während der Entlastungsphasen führt die elastische Rückfederung der Probe zwangsläufig zur Bildung von Zugspannungen, die normal zur Rissausbreitungsrichtung orientiert sind. Die dadurch auftretende Mode I Rissöffnung ist in der Bruchmechanik als äußerst kritischer und einflussreicher Rissausbreitungsmechanismus bekannt [35]. Bei fortschreitendem Prozess kommt es, ähnlich wie beim konventionellen Hutscherversuch, fast ausschließlich zu einer axialen Rissausbreitung. Die anfänglich gebildeten transversalen Risse befinden sich dabei außerhalb der Scherzone und erfahren keine nennenswerte weitere Ausbreitung. Zusätzliche transversale Risse können vereinzelt an den Randbereichen der momentanen Scherzone auftreten. Hinsichtlich des Scherversagens ist den transversalen Rissen jedoch eine untergeordnete Bedeutung zuzuordnen, da diese keinen erkennbaren Einfluss auf die axiale Rissausbreitung ausüben (siehe Bild 89b). Die qualitative Analyse der axialen Rissausbreitung deutet auf eine schwingungsbedingte Beschleunigung hin.

Um diesen Effekt auch quantitativ zu erfassen, ist in Bild 90 die parameterabhängige Entwicklung der axialen Rissausbreitung für den oberen und unteren Bereich der Scherzone und vier repräsentative Prozesszustände dargestellt. Die Analyse der Risslänge am oberen Scherzonenende l_o bestätigt, dass Risse bei Schwingungsüberlagerung früher gebildet werden und sich rascher ausbreiten. Tendenziell beschleunigt sich die Rissausbreitung dabei mit steigender Schwingungsamplitude. Im unteren Probenbereich ist grundsätzlich ein analoges Verhalten festzustellen, wenngleich die Risslänge l_u hier im Vergleich zum oberen Abschnitt konstant um etwa 20 % bis 40 % reduziert ist.

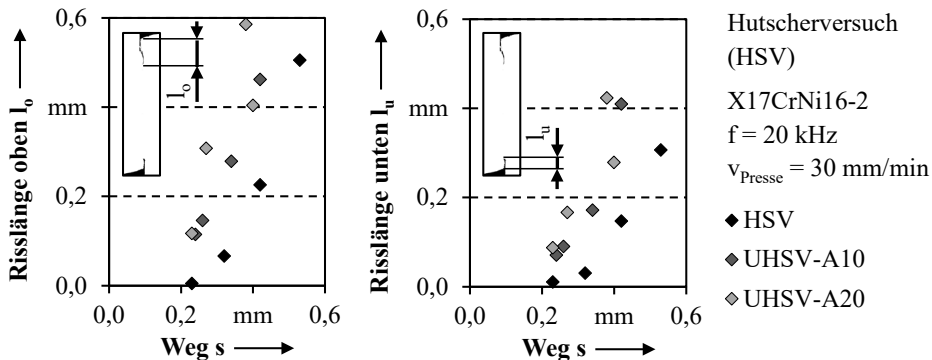


Bild 90: Axiale Rissausbreitung bei HSV und UHSV mit X17CrNi16-2 nach [201]

In Übereinstimmung mit den Schlussfolgerungen der Kraft-Weg-Analyse bestätigt die Rissanalyse somit das verfrühte Scherversagen des Werkstoffs X₁₇CrNi16-2 bei Ultraschallüberlagerung. Entgegen den Erwartungen weist dies auf ein schwingungsbedingt reduziertes Formänderungsvermögen bei einfacher Scherbeanspruchung hin. Dieses Phänomen ist auf die hochfrequent oszillierende Lasteinbringung und die daraus zwangsläufig resultierenden, zeitweise sehr hohen Umformgeschwindigkeiten zurückzuführen. Wie bereits in Abschnitt 7.5 für das ultraschallunterstützte Stauchen erläutert, führt dies zu einer stark lokalisierten Umformung mit hoher Dehnrage. Damit sind die erforderlichen Voraussetzungen für den Mechanismus der adiabatischen Scherbandbildung gegeben [43], der, wie aus Studien zum Hochgeschwindigkeitsschneiden [44] bekannt ist, eine Reduzierung des Formänderungsvermögens bewirkt. Der zyklische wechselnde Spannungszustand an den Scherzonenenden bewirkt zusätzliche eine Verstärkung der axialen Rissausbreitung.

Anhand der Werkstoffe S235JR und AC-43400 werden die bisher gewonnenen Erkenntnisse nachfolgend hinsichtlich ihrer Allgemeingültigkeit überprüft. Die bei ultraschallüberlagerten Hutscherversuchen mit diesen Werkstoffen in Relation zu konventioneller Prozessführung auftretenden Kraftreduzierungen und Bruchwegveränderungen sind in Bild 91 gegenübergestellt. Der Werkstoff X₁₇CrNi16-2 ist zu Referenzzwecken ebenfalls aufgeführt. Erwartungsgemäß ist eine amplituden-, vorschub- und werkstoffabhängige relative Kraftreduzierung festzustellen. Die maximale Kraftreduzierung wird mit 27 % für den Baustahl S235JR, 20 µm Schwingungsamplitude und 300 mm/min Pressenvorschub erzielt. Bei Reduzierung des Pressenvorschubs auf 30 mm/min treten mit diesem Werkstoff unerwartete Resonanzerscheinungen auf, die keine gültigen Experimente zulassen. Da dies ausschließlich bei dieser Parameterkombination auftritt, ist davon auszugehen, dass dafür nichtlineare Werkstoffveränderungen verantwortlich sind, die mit dem Umformverhalten des Werkstoffs S235JR in Zusammenhang stehen und genau bei $f = 20$ kHz, $A = 20$ µm und $v_{\text{Presse}} = 30$ mm/min in Resonanz geraten. Für Aluminiumguss AC-43400 wird mit $A = 10$ µm vorschubunabhängig keine nennenswerte Kraftreduzierung erreicht. Die Erhöhung der Schwingungsamplitude auf 20 µm liefert beim Werkstoff AC-43400 jedoch ein vergleichbares Reduzierungspotenzial wie bei Edelstahl X₁₇CrNi16-2.

Hinsichtlich der relativen Bruchwegveränderung ist für Baustahl und Aluminiumguss ein gegensätzliches Verhalten zu beobachten. Während die Ultraschallüberlagerung bei Baustahl S235JR zu einer nahezu identischen schwingungsbedingte Verringerung wie bei Edelstahl X₁₇CrNi16-2

führt, ist bei der Aluminiumgusslegierung AC-43400 eine parameterunabhängige Erweiterung festzustellen. Die maximale Erweiterung des Bruchwegs tritt bei 20 µm Schwingungsamplitude und 30 mm/min Pressenvorschub auf und beträgt 67%. Das Versagensverhalten des Werkstoffs AC-43400 unter Schwingungseinfluss steht somit im Widerspruch zu den bisherigen Erkenntnissen und ist unvereinbar mit den genannten Erklärungsansätzen.

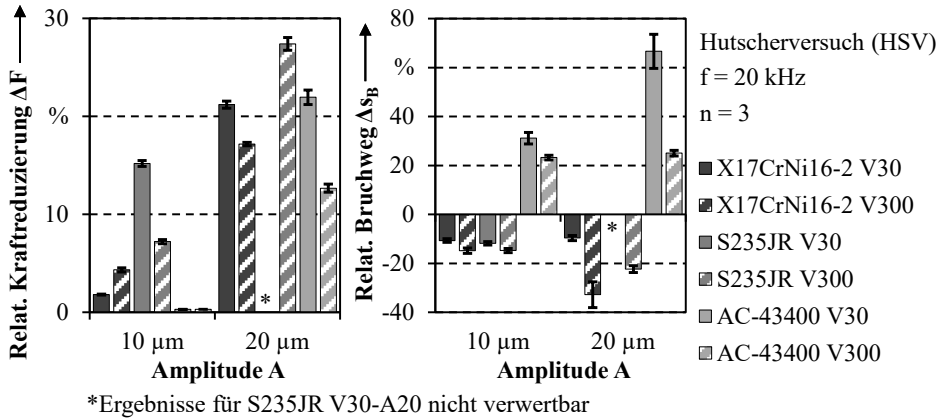


Bild 91: Relative Prozesskraft- und Bruchwegveränderung bei UHSV

Zur Plausibilitätsprüfung werden repräsentative Gefügeaufnahmen analysiert. Bild 92 verdeutlicht das auftretende Riss- und Bruchverhalten bei konventionellen und ultraschallüberlagerten Hutscherversuchen mit den Werkstoffen S235JR und AC-43400.

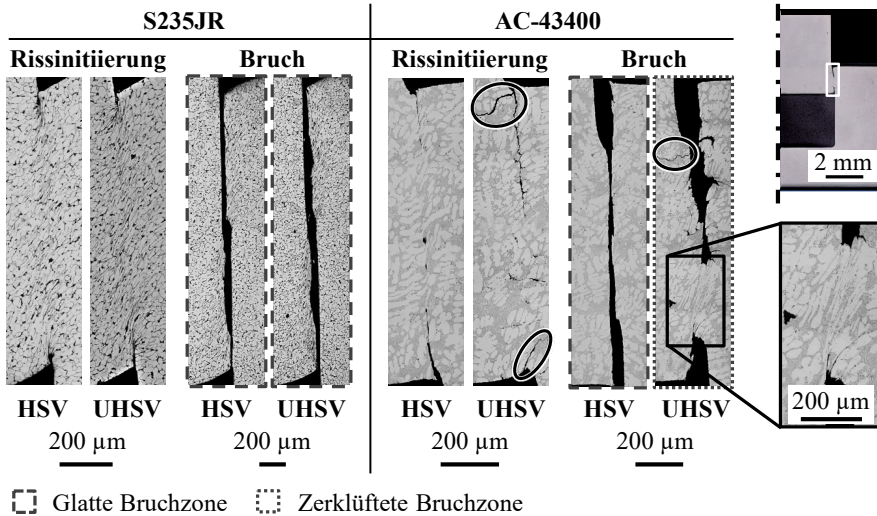


Bild 92: Riss- und Bruchverhalten bei HSV und UHSV an S235JR und AC-43400 nach [201]

Im Fall des vergleichsweise duktilen Stahlwerkstoffs S235JR ist bei Schwingungsüberlagerung zum Zeitpunkt der Rissinitiierung keine transversale Rissbildung festzustellen. Bei Aluminiumguss AC-43400 kommt es hingegen zu einer deutlich sichtbaren Gefügeschädigung und zur Bildung markanter transversaler Risse, die ähnlich ausgeprägt sind, wie beim Werkstoff X17CrNi6-2 (siehe Bild 89). Es ist daher davon auszugehen, dass für deren Auftreten ebenfalls die oszillierende Rissbelastung durch den Mode 1 Rissöffnungsmechanismus verantwortlich ist.

Hinsichtlich des Bruchbildes treten bei den Werkstoffen S235JR und AC-43400 erhebliche Unterschiede auf. Analog zu Edelstahl X17CrNi6-2 kommt es für Baustahl S235JR sowohl bei konventionellen als auch bei ultraschallüberlagerten Hutscherversuchen zur Bildung einer verhältnismäßig glatten Bruchzone. Dies gilt bei konventioneller Prozessführung auch für die Aluminiumgusslegierung AC-43400. Die Überlagerung von Ultraschallschwingungen führt bei diesem Werkstoff jedoch zu einer deutlich veränderten, stark zerklüfteten Bruchzone mit zahlreichen transversalen Rissen und Ausbrüchen. Als hauptverantwortlich dafür sind die geringe Duktilität des Werkstoffs und das für Gusswerkstoffe typische Vorliegen von Gussfehlern, wie kleinen Poren und Lunkern, zu sehen [158]. Diese Fehlstellen bieten zahlreiche Möglichkeiten für die Entstehung und Ausbreitung von Rissen. Wie in Bild 92 rechts dargestellt, werden beide Vorgänge durch die hochfrequent oszillierende Wechselbeanspruchung des Gefüges infolge der Ultraschallüberlagerung erheblich begünstigt. Weiterhin treten im Bereich der Scherzone Risse an den Phasengrenzen zwischen den Aluminiumdendriten (weiß) und dem Al-Si-Eutektikum (grau) auf. Da sich die vorliegenden Oberflächendefekte auf beiden Seiten der Bruchzone bei voranschreitendem Prozess teilweise gegenseitig blockieren, führt dies zur Bildung lokaler Kompressionszonen. Diese bewirken wiederum eine Prozesskraftherhöhung und die Verzögerung des Scherbruchs. Die anhand der Kraft-Weg-Analyse gewonnenen Erkenntnisse, die auf eine schwingungsbedingte Erweiterung der Umformgrenzen des Werkstoffs AC-43400 hinweisen, bestätigen sich somit nicht. Analog zu den untersuchten Stahlwerkstoffen ist demnach auch bei Aluminiumguss von einem reduzierten Formänderungsvermögen und von einer verstärkten Gefügeschädigung infolge der Schwingungsüberlagerung auszugehen.

8.3 Zusammenfassende Bewertung

Ultraschallüberlagerte Scherversuche mit Hutproben stellen einen neuartigen Ansatz zur grundlegenden Untersuchung schwingungsbedingter Einflüsse auf die Umformgrenzen metallischer Werkstoffe und der dabei vorherrschenden Wirkzusammenhänge dar. Nach eingehender Analyse von Kraft-Weg-Verläufen und mikroskopischen Gefügebildungen wurde für die Versuchswerkstoffe X17CrNi16-2, S235JR und AC-43400 bei überlagerten Ultraschallschwingungen ein verfrühtes Scherversagen festgestellt. Entgegen gängiger Annahmen kommt es somit bei einfacher Scherbeanspruchung nicht zu einer schwingungsbedingten Erweiterung der Formänderungsgrenzen, sondern zu einer signifikanten Verringerung von etwa 10 % bis 30 %. Zuzuschreiben ist dies der begünstigten Rissinitiierung und -ausbreitung in Scherrichtung, die durch eine verstärkte Spannungs- und Dehnungskonzentration in Verbindung mit zeitweise sehr hohen Dehnraten hervorgerufen wird. Das Zusammenwirken von lokalisierter Umformung und hoher Dehnraten begünstigt den Mechanismus der adiabatischen Scherbandbildung, der sowohl bei Stahl- als auch Aluminiumwerkstoffen bekanntermaßen eine Reduzierung des Formänderungsvermögens bewirkt und deshalb unter anderem beim Hochgeschwindigkeitsscherschneiden gezielt initiiert wird [46].

Zusätzlich zu einem veränderten Rissverhalten in Scherrichtung treten bei Ultraschallüberlagerung unerwartet auch Risse auf, die transversal zur Scherzone orientiert sind. Deren Auftreten ist auf die Kerbwirkung an den Scherzonenenden zurückzuführen, die durch den bei Schwingungsüberlagerung periodisch auftretenden Mode 1 Rissöffnungsmechanismus erheblich verstärkt wird. Bei den Stahlwerkstoffen ist hinsichtlich des Scherversagens kein nennenswerter Einfluss der transversalen Risse festzustellen. Bei Aluminiumguss führen diese hingegen zu stark zerklüfteten Bruchzonen, die den Scherprozess gravierend beeinflussen und sich verfälschend auf die resultierenden Kraft-Weg-Verläufe auswirken. Die aussagekräftige Bewertung des Schwingungseinflusses beim einfachen Scheren erfordert daher neben einer Prozesskraftanalyse stets auch eine metallografische Scherzonenanalyse.

Die von Schmauder et al. [131] durchgeführten Torsionsversuche mit longitudinaler Ultraschallüberlagerung verfolgten bereits ein ähnliches Untersuchungsziel. Abhängig vom getesteten Werkstoff wurde hier sowohl eine schwingungsbedingte Erweiterung als auch eine Verringerung des erreichbaren Torsionswinkels ermittelt. Anders als beim Experiment mit Hutproben liegt dabei jedoch kein homogener Spannungszustand vor,

da sich die Scherspannungen in Abhängigkeit des radialen Abstands vom Probenzentrum verändern. Weiterhin ist die Schwingbewegung beim Torsionsversuch normal zur Scherebene ausgerichtet, während beide beim Hutscherversuch eine identische Orientierung aufweisen. Ein direkter Vergleich der Erkenntnisse aus Torsions- und Hutscherversuchen ist aufgrund dieser deutlichen Unterschiede nicht sinnvoll. Jedoch deuten die uneinheitlichen Schlussfolgerungen aus beiden Experimenten darauf hin, dass hinsichtlich des Werkstoffversagens auch die Orientierung der Schwingbewegung eine hohe Relevanz besitzt.

9 Bewertung der Untersuchungsergebnisse und Hinweise für die Praxis

Aufbauend auf den Schlussfolgerungen der einzelnen Teilanalysen folgt nun die zusammenfassende Bewertung der Untersuchungsergebnisse. Im Mittelpunkt steht dabei die industrielle Einsatzfähigkeit der Technologie. Als Bewertungsgrundlage sind in Bild 93 die im Verlauf dieser Untersuchung identifizierten Einflüsse auf die entfestigende Wirkung beim ultraschallüberlagerten Umformen gegenübergestellt. Diese können grob unterteilt werden in: Technologieparameter, Randbedingungen, Prozess und Werkstoff.

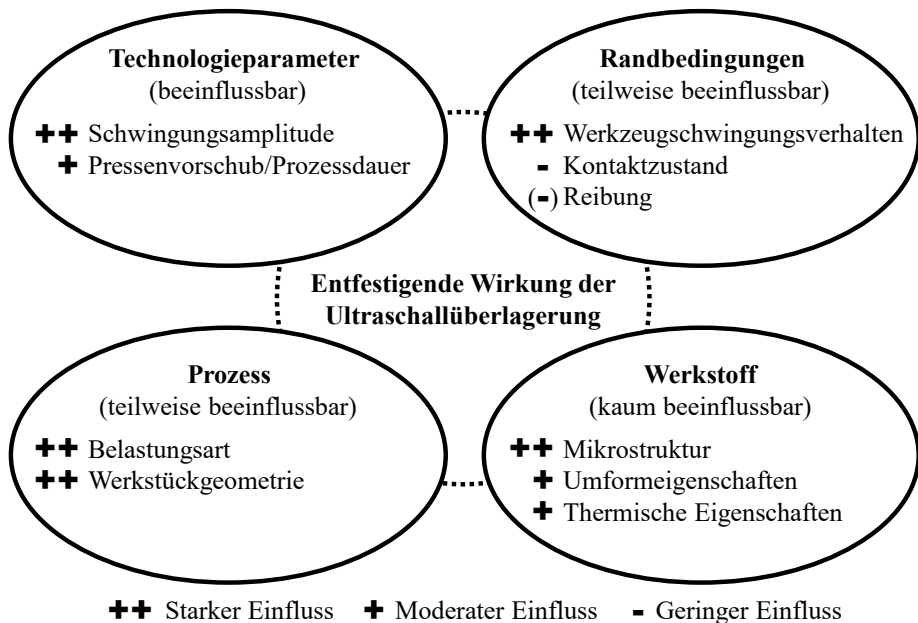


Bild 93: Einflüsse auf die entfestigende Wirkung der Ultraschallüberlagerung

Als Technologieparameter werden alle direkt einstellbaren Prozessgrößen – also die Schwingungsamplitude, der lineare Pressenvorschub und die davon abhängige Prozessdauer – bezeichnet. Der weitaus stärkste Entfestigungseinfluss geht von der Schwingungsamplitude aus, da diese unmittelbar mit der Menge an eingebrachter Schwingungsenergie in Zusammenhang steht. Werkstoff- und prozessunabhängig bewirkt deren Zunahme stets eine verstärkte Prozesskraftreduzierung. Ebenfalls direkt mit der Schwingungsenergie verknüpft ist die vorschubabhängige Prozessdauer. Eine längere Prozessdauer führt zu einem größeren Energieeintrag

und bewirkt eine intensivierete Entfestigung. Im Vergleich mit der Schwingungsamplitude fällt der Einfluss der Schwingdauer jedoch deutlich schwächer aus.

Als Randbedingungen beim ultraschallunterstützten Umformen konnten das Schwingungsverhalten der Werkzeuge, der Kontaktzustand zwischen Werkzeug und Werkstück und die vorherrschende Grenzflächenreibung identifiziert werden. Da sich die Randbedingungen aus den gewählten Technologieparametern und den strukturellen Eigenschaften des Gesamtsystems ergeben, sind diese nur teilweise gezielt einstellbar. Vom vorliegenden Werkzeugschwingungsverhalten geht hinsichtlich der Entfestigungswirkung eine maßgebliche Einflussnahme aus, da dieses die am Werkstück ankommende resultierende Schwingungsamplitude bestimmt. Das Schwingungsverhalten einzelner Werkzeugkomponenten, das sich jeweils aus Amplitude und Phasenlage zusammensetzt, hängt bei Ultraschallüberlagerung von zahlreichen Umgebungsgrößen ab. Beispiele dafür sind die Art und die Ausführung von Fügeverbindungen sowie die Dämpfungseigenschaften von Pressen. Dies führt dazu, dass die über das Schwingensystem eingebrachte Schwingungsamplitude nicht zwangsläufig auch unverändert am Werkstück ankommt, sondern, abhängig vom Verhalten der Werkzeuge, verstärkt oder abgeschwächt wird. Bei Stauchversuchen mit dem Werkstoff $X_{17}CrNi_{16-2}$ und 15-kHz-Ultraschallüberlagerung trat beispielsweise nahezu eine Verdoppelung der Sonotrodenamplituden auf, wodurch die Prozesskraftreduzierung erheblich verstärkt wurde. Genaue Kenntnisse über das Werkzeugschwingungsverhalten sind damit von hoher Relevanz. Als deutlich weniger einflussreich in Bezug auf die temporäre Entfestigung haben sich die vorherrschenden Kontakt- und Reibbedingungen an den Grenzflächen zwischen den Werkzeugen und dem Werkstück herausgestellt. Anknüpfend an zurückliegende industrienähe Untersuchungen ist jedoch anzunehmen, dass der Reibungseinfluss bei Ultraschallüberlagerung stark von der Art des Umformprozesses abhängt [117].

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei Prozesse, der Stauchversuch und der Hutscherversuch, mit Ultraschallschwingungen überlagert. Diese unterscheiden sich stark hinsichtlich der Beanspruchungsart und der Größe der Umformzone. Beim Stauchversuch erfährt ein verhältnismäßig großer Anteil des Probenvolumens durch überwiegend einachsige Druckbeanspruchung eine Umformung. Im Gegensatz dazu kommt es beim Hutscherversuch zur einfachen Scherbeanspruchung in einem vergleichsweise kleinen Probenabschnitt. Bezüglich der Kraftreduzierung stellten sich dadurch prozessabhängige Unterschiede ein. Beispielsweise

wird bei Stauchversuchen mit dem Werkstoff X17CrNi16-2, 20 kHz Schwingfrequenz, 300 mm/min Pressenvorschub und 20 µm Schwingungsamplitude eine relative Kraftreduzierung von 32 % erzielt, während diese bei Hutscherversuchen mit identischen Parametern lediglich 17 % beträgt. Auch nach einer Amplitudenreduzierung auf 10 µm liegen mit 9 % beim Stauch- und 4 % beim Hutscherversuch stark abweichende Kraftreduzierungen vor. Die Untersuchungsergebnisse lassen daher darauf schließen, dass die Dimension und die Ausprägung der Umformzone die Wirksamkeit der schwingungsbedingten Entfestigung beeinflussen. Ausschlaggebend ist daher die Art des Umformprozesses, die in Kombination mit der spezifischen Werkstückgeometrie die umformtechnischen Rahmenbedingungen – wie die auftretenden Spannungszustände und den Werkstofffluss – festlegt. In beschränktem Maße können diese bei der Prozessgestaltung und der Bauteilauslegung gezielt an die schwingungstechnischen Gegebenheiten angepasst werden. Aufgrund des verfrühten Werkstoffversagens unter Schwingungseinfluss sollten dabei unnötig hohe Umformgrade vermieden werden.

Die Werkstoffauswahl ist im Rahmen industrieller Prozessoptimierungen häufig nicht oder nur begrenzt veränderbar. Beim ultraschallüberlagerten Umformen stellt der eingesetzte Werkstoff jedoch, wie die stark werkstoffabhängigen Untersuchungsergebnisse eindeutig belegen, eine elementare Einflussgröße dar. Neben der Mikrostruktur sind dabei vor allem dessen Umformverhalten und die thermischen Eigenschaften relevant. Aufgrund der registrierten, stark abweichenden Probenerwärmung bei ultraschallüberlagerten Stauchversuchen mit Stahl- und Aluminiumwerkstoffen ist anzunehmen, dass die Energieabsorptionseigenschaften massiv von der Gefügezusammensetzung abhängen. Aber auch das Umformverhalten und die thermischen Eigenschaften der Werkstoffe können die schwingungsbedingte Entfestigungswirkung beeinflussen. Bei ultraschallüberlagerten Stauchversuchen mit der Aluminiumgusslegierung AC-43400 tritt beispielsweise eine verstärkte Kraftreduzierung auf, die mit dem veränderten Fließverhalten des Werkstoffs unter Zugbeanspruchung und einer auffälligen, schwingungsbedingten Gefügeschädigung in Zusammenhang steht. Bei S235JR kommt es ab einer Probertemperatur von etwa 200 °C wiederum zur Abschwächung der Entfestigungswirkung bedingt durch die einsetzende Blauversprödung des Werkstoffs.

In Summe verdeutlichen die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse, dass sämtliche den Werkstofffluss betreffende Vorgänge durch Ultraschallüberlagerung verstärkt werden. Dies führt einerseits zur Absenkung der erforderlichen Prozesskraft, andererseits aber auch zur

Beschleunigung von Versagensmechanismen und somit zu reduzierten Umformgrenzen. Daran anknüpfend können für den industriellen Einsatz der Technologie mehrere Herausforderungen und Potenziale abgeleitet werden.

Zweifellos ist aufgrund des verfrühten Werkstoffversagens nicht jedes umformtechnische Verfahren zur Kombination mit Ultraschallschwingungen geeignet. Vor der Einbindung in Produktionsabläufe gilt es daher abzuwägen, ob unter wirtschaftlichen und prozesstechnischen Gesichtspunkten eine Verbesserung zu erwarten ist. Bei der wirtschaftlichen Betrachtung sind vor allem die vergleichsweise hohen Kosten für die Beschaffung und die Integration von System-, Schallschutz- und Prozessüberwachungstechnik zu berücksichtigen. Neben dem veränderten Versagensverhalten stellt aktuell die stark eingeschränkte Belastbarkeit der Schwingssysteme aus umformtechnischer Sicht eine Herausforderung dar. In den vergangenen Jahren konnte die Belastungsgrenze durch systemtechnische Anpassungen auf etwa 50 kN angehoben werden. Gerade im Hinblick auf eine mögliche Prozesskombination mit Verfahren der Massivumformung, die üblicherweise Kräfte deutlich oberhalb dieses Grenzwerts erfordern, besteht dementsprechend noch Handlungsbedarf. Weiterhin kann eine schwingungsangepasste Werkzeugauslegung, wie Kapitel 5 anschaulich verdeutlicht, nur eingeschränkt auf Basis analytischer und numerischer Methoden erfolgen. Ausschlaggebend dafür sind zahlreiche nichtlineare Einflüsse, die beispielsweise mit der Kontaktsteifigkeit an Grenzflächen und den charakteristischen Umformeigenschaften der eingesetzten Werkstoffe in Zusammenhang stehen. Das Einsatzverhalten eines hochfrequent schwingenden Werkzeugsystems ist daher nicht mit letzter Sicherheit vorhersagbar und erfordert stets eine kostenintensive experimentelle Überprüfung.

Nichtsdestotrotz bietet die werkstoff- und prozessunabhängig nachgewiesene Prozesskraftreduzierung durch Ultraschallüberlagerung beachtliche Potenziale hinsichtlich der auftretenden Bauteil- und Werkzeugbelastung sowie der Anlagenauswahl. Insbesondere der Bereich der Mikroumformtechnik ist, bedingt durch die meist filigranen und begrenzt belastbaren Bauteile und Werkzeuge, als vielversprechendes Einsatzgebiet anzusehen [82]. Aus anlagentechnischer Perspektive gestattet ein reduzierter Kraftbedarf zudem die Nutzung von Pressen mit geringerer Nennlast. Dadurch wird einerseits die Flexibilität bei der Maschinenauswahl erhöht und andererseits die Möglichkeit zur Weiterverwendung vorhandener, potenziell unterdimensionierter Anlagen geschaffen. Vorteilhaft wirkt sich dabei aus, dass bei der Nachrüstung eines Schwingensystems, abgesehen vom

Platzbedarf, keine nennenswerten Einschränkungen existieren. Weitere Potenziale lassen sich aus dem durch Ultraschallüberlagerung verstärkten Werkstofffluss ableiten. Bei zahlreichen Umformverfahren, beispielsweise dem Prägen und Gesenkschmieden, ist eine vollständige Formfüllung von zentraler Bedeutung. Anzunehmen ist, dass ein schwingungsbedingt verstärkter Werkstofffluss die Formfüllung verbessern und dadurch eine Prozessgrenzenerweiterung bewirken kann. Abschließend sind auch dem verfrühten Werkstoffversagen bei Schwingungsüberlagerung aus Praxis-sicht positive Aspekte zuzuordnen. Beim umformtechnischen Trennen durch Scherschneiden kann sich ein verringertes Formänderungsvermögen, in Kombination mit der Prozesskraftreduzierung, beispielsweise vorteilhaft auf die Schnittkantenqualität und den Werkzeugverschleiß auswirken. Insbesondere Schneidoperationen im Bereich der Elektronikfertigung stellen in diesem Zusammenhang ein erfolgversprechendes Einsatzgebiet dar.

Zusammenfassend lässt sich somit festhalten, dass die Vorteile der Ultraschalltechnologie nur bei einer gezielten, prozessspezifischen Anwendung nutzbar sind. Umformvorgänge, bei denen Werkstoffe bereits ohne Schwingungsüberlagerung an ihre Formänderungsgrenzen stoßen, können diesbezüglich größtenteils als ungeeignet angesehen werden. Bei versagensunkritischen Umformoperationen bieten sich infolge der reduzierten Prozesskraft und des verstärkten Werkstoffflusses hingegen beträchtliche Potenziale. Üblicherweise sind solche Prozesse vermehrt im Bereich der Massivumformung zu finden.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Der vorherrschende Trend zu stofflichem und konstruktivem Leichtbau in der Automobil- und Transportindustrie führt zu einem stetig ansteigenden Einsatz hochfester Werkstoffe. Gängige Umformverfahren stoßen aufgrund des daraus resultierenden erhöhten Kraftbedarfs zunehmend an ihre Grenzen. Ein bekannter Ansatz zur Reduzierung der Prozesskräfte ist die Überlagerung mechanischer Werkzeugschwingungen mit Frequenzen im Ultraschallbereich.

Das Phänomen der schwingungsbedingten Entfestigung wird bereits seit Mitte der 1950er Jahre grundlagenwissenschaftlich untersucht. Eine stark amplitudenabhängige Prozesskraftreduzierung wurde in zahlreichen Studien übereinstimmend nachgewiesen, in anderen Bereichen liegen allerdings häufig gegensätzliche Erkenntnisse vor. Uneinigkeit besteht beispielsweise darüber, ob die Schwingungsüberlagerung mit der Erwärmung des Umformguts einhergeht. Weiterhin ist bislang unbekannt, ob die Schwingungsüberlagerung eine Erweiterung oder eine Verringerung des Formänderungsvermögens bewirkt. Auch die zugrundeliegenden Mechanismen der Entfestigung sind nach wie vor nicht eindeutig geklärt, obwohl hier bereits wesentliche Fortschritte erzielt wurden. Nach aktuellem Forschungsstand existieren vier zentrale Erklärungsansätze: Rein mechanische Spannungsüberlagerung, thermische Einflüsse, werkstoffseitige Einflüsse und Oberflächeneinflüsse. Man geht davon aus, dass diese Mechanismen gemeinsam an der Entfestigung beteiligt sind, Widersprüche existieren jedoch hinsichtlich ihrer Dominanz. Als Ursache dafür ist überwiegend die eingeschränkte Vergleichbarkeit der verschiedenen Studien zu sehen. Vermeintlich ähnliche Versuchsaufbauten weisen bei genauer Betrachtung häufig ein stark abweichendes Schwingungsverhalten auf. Das Resultat sind variierende Untersuchungsbedingungen, die zudem nur selten erfasst und dokumentiert werden. Des Weiteren wird der komplexen Thematik der dynamischen Kraftmessung bei Prozessanalysen meist nicht die notwendige Bedeutung beigemessen.

Anknüpfend an den gegenwärtigen Stand der Forschung ist die zentrale Zielsetzung dieser Arbeit die grundlegende Analyse des Prozess- und Werkstoffverhaltens bei ultraschallunterstützter Umformung. Zur Vermeidung störender Einflüsse durch mehrachsige Spannungszustände wurde der Stauchversuch als experimenteller Ansatz ausgewählt. Um gewonnene Erkenntnisse hinsichtlich ihrer Allgemeingültigkeit überprüfen

zu können, erfolgten Experimente an vier Werkstoffen aus unterschiedlichen Klassen: dem martensitischen Edelstahl X17CrNi16-2, dem Baustahl S235JR, der Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6 und der Aluminiumgusslegierung AC-43400.

Zur Gewährleistung aussagekräftiger und vergleichbarer Experimente wurde zu Beginn der Untersuchung ein geeigneter Prüfstand für ultraschallüberlagerte Stauchversuche konzipiert und umgesetzt. Neben der Schwingssystemintegration stand dabei die Entwicklung von Messmethoden zur präzisen Erfassung der Prozesskraft und des Werkzeugverhaltens im Mittelpunkt. Die Anwendung einer Kalibriermethode für dynamische Kraftmessungen ermöglichte erstmals die zuverlässige Bewertung oszillierender Kraftverläufe bei ultraschallüberlagerten Umformexperimenten. Des Weiteren wurden Messsysteme zur prozessbegleitenden Detektion und Überwachung des Werkzeugschwingungsverhaltens sowie des Kontaktzustands zwischen Werkzeug und Probe implementiert. Die Einsatzfähigkeit von Prüfstand und Messmethoden wurde umfassend überprüft und verifiziert.

Unter Variation der Prozessparameter Schwingungsamplitude und Pressenvorschub wurde anschließend eine grundlegende Prozessanalyse durchgeführt und damit ein erweitertes Prozessverständnis für den ultraschallunterstützten Stauchversuch erarbeitet. Neben dem bekannten Effekt der Kraftreduzierung trat bei Schwingungsüberlagerung, unabhängig vom Werkstoff und den Prozessparametern, stets eine deutliche Probenerwärmung auf. Die maximale Kraftreduzierung und die höchste Probentemperatur stellten sich mit 64 % und 477 °C bei Experimenten mit dem Werkstoff X17CrNi16-2 ein. In Übereinstimmung mit vorherigen Studien konnte die Schwingungsamplitude als dominante Einflussgröße identifiziert werden. Es liegt allerdings auch eine moderate Abhängigkeit vom Pressenvorschub, der in direktem Zusammenhang mit der Prozessdauer und somit der Menge an eingebrachter Schwingungsenergie steht, vor. Bei beiden Prozessgrößen ist die Ausprägung der Einflussnahme stark werkstoffabhängig. Wie erwartet, wirkt sich neben den direkt einstellbaren Prozessparametern auch das Werkzeugverhalten maßgeblich auf die ultraschallbasierten Effekte aus. Entscheidend sind dabei vor allem die Amplitude und die Phasenlage der Werkzeugschwingbewegung, welche die an der Probe ankommende, resultierende Schwingungsamplitude beeinflussen. Auch diesbezüglich liegt eine starke Werkstoff- und Parameterabhängigkeit vor. Hinsichtlich des Kontaktverhaltens zwischen Werkzeug und Probe wurde insbesondere bei hohen resultierenden Amplituden vermehrt zyklisches Abheben beobachtet. Weiterhin konnten anhand

qualitativer Gefügeanalysen erste Hinweise auf werkstoffbezogene Wirkmechanismen identifiziert werden. Bei den Werkstoffen X17CrNi16-2 und AW-6082 T6 kommt es in stark umgeformten Probenabschnitten schwingungsbedingt zu einem verstärkten Werkstofffluss in radialer Richtung. Bei S235JR sind eine Veränderung der Korngeometrie und eine Lokalisierung der Umformzone festzustellen. Des Weiteren ist bei AC-43400 eine verfrühte Rissbildung infolge der Schwingungsüberlagerung zu beobachten.

Im Anschluss an die grundlegende Prozessanalyse wurden die wesentlichen Beobachtungen vertiefend erforscht. Hauptintention dabei war die Identifikation zugrunde liegender Mechanismen mithilfe einer ganzheitlich ausgerichteten Vorgehensweise, die alle bekannten Erklärungsansätze berücksichtigt. Auf Basis mehrerer experimenteller und numerischer Teilanalysen wurden schließlich thermische und werkstoffseitige Einflüsse als dominante Mechanismen der schwingungsbedingten Entfestigung identifiziert. Der thermische Anteil ist dabei stark werkstoff- und prozessparameterabhängig und variiert zwischen 14 % und 83 %. Dem Spannungsüberlagerungsprinzip und den Oberflächeneinflüssen sind nur untergeordnete Rollen zuzuordnen. Somit ist der verbleibende Anteil auf werkstoffseitige Einflüsse zurückzuführen. Numerische und experimentelle Detailanalysen bestätigen, dass die Ultraschallüberlagerung insbesondere in stark umgeformten Bereichen einen beschleunigten Werkstofffluss, erhöhte Umformgrade und eine zunehmende Dehnungslokalisierung bewirkt. Die gewonnenen Erkenntnisse unterstützen somit die Hypothese von Blaha und Langenecker, die besagt, dass die Absorption von Schwingungsenergie an Versetzungen hauptverantwortlich für die Entfestigungswirkung ist.

In einer abschließenden Versuchsreihe wurde untersucht, ob die Schwingungsüberlagerung die Formänderungsgrenzen der Werkstoffe beeinflusst. Zur Anwendung kam dabei ein neuer experimenteller Ansatz, der den einfachen Scherversuch mit der Ultraschallüberlagerung kombiniert. Nach umfangreichen Prozesskraft- und Gefügeanalysen wurde wider Erwarten festgestellt, dass sich die Umformbarkeit bei einfacher Scherbelastung durch Ultraschallüberlagerung um etwa 10 % bis 30 % verringert. Zurückzuführen ist dies auf eine verstärkte Spannungs- und Dehnungskonzentration, die, in Verbindung mit zeitweise sehr hohen Dehnraten, den Mechanismus der adiabatischen Scherbandbildung begünstigt.

Es deutet sich somit an, dass alle den Werkstofffluss betreffenden Vorgänge durch Ultraschallüberlagerung verstärkt werden. Dies ermöglicht

eine deutliche Prozesskraftreduzierung, führt aber auch zu verfrühtem Werkstoffversagen. Für die Praxis ergeben sich dadurch Potenziale hinsichtlich verringerter Werkzeug- und Bauteilbelastungen sowie einer flexibleren Anlagenwahl. Weiterhin ist infolge des beschleunigten Werkstoffflusses eine verbesserte Formfüllung zu erwarten. Die Reduzierung des Formänderungsvermögens stellt aus umformtechnischer Sicht eine Herausforderung dar und muss bei der Prozessauslegung berücksichtigt werden. In Sonderfällen, beispielsweise beim Scherschneiden, kann das verfrühte Werkstoffversagen jedoch auch eine Prozessverbesserung bewirken. Erforderlich ist daher eine gezielte und prozessspezifische Anwendung der Technologie.

Zukünftige Forschungsaktivitäten sollten sich verstärkt auf den Bereich der akustischen Entfestigung konzentrieren. Ein zentrales Untersuchungsgebiet stellt das Verständnis der stattfindenden mikrostrukturellen Veränderungen dar. Die im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Werkstoffe erwiesen sich teilweise nur bedingt geeignet für mikrostrukturelle Untersuchungen. Quantitative Korngrößenanalysen konnten beispielsweise nur für den Werkstoff S235JR erfolgen. Es ist daher empfehlenswert diesen Aspekt künftig bereits bei der Werkstoffauswahl zu berücksichtigen. Weiterhin ist es von Interesse, die schwingungsbedingte Veränderung des Werkstoffflusses systematisch zu analysieren und nach Möglichkeit zu quantifizieren. Dies kann beispielsweise durch die gezielte Entwicklung eines geeigneten experimentellen Ansatzes und den Einsatz optischer Dehnungsmesssysteme erfolgen. Unabhängig vom Untersuchungsschwerpunkt sind bei der Erforschung ultraschallüberlagerter Umformvorgänge auch weiterhin ganzheitlich ausgerichtete Analyseansätze und eine präzise dynamische Kalibrierung der verwendeten Kraftmesssensoren erforderlich.

11 Summary and future work

The current trend towards lightweight design in the automotive and transportation industry leads to an increasing application of high strength materials. This implies rising force demands that present a major challenge for conventional forming technologies. An approach that enables a considerable reduction of process forces is the superposition of mechanical tool vibrations with frequencies in the ultrasonic range.

The phenomenon of vibration-based softening is subject to fundamental research since 1955. An amplitude-dependent force reduction has been consistently proven in numerous studies. However, concerning many other issues, contradictory findings prevail. Conflicting results exist, for example, regarding the effect of ultrasonic vibration on specimen heating. So far, it is also unknown whether superimposed vibrations lead to an extension or a reduction of material forming limits. In addition, the involved softening mechanisms are, despite many advances, still not entirely understood. According to the current state of the art, four central mechanisms prevail: mechanical stress superposition, thermal influences, material-related influences and surface effects. It is widely assumed that the combined impact of these mechanisms results in vibration-based softening. However, inconsistent findings persist regarding their dominance. The main cause for this situation is the lacking comparability of different studies. Even though the used experimental setups usually have a similar appearance, they presumably possess a different oscillatory behaviour. This results in varying test conditions that are in most cases neither registered nor documented. Furthermore, the complex topic of dynamic force calibration is mostly inadequately considered during process analysis.

With reference to the current research state, the central purpose of this thesis is the fundamental investigation of the process and material behaviour during ultrasonic-assisted forming. Disturbing influences due to multiaxial stress states have been avoided by selecting compression tests as an experimental approach. In order to analyse the universality of findings, materials out of four different classes were tested: martensitic stainless steel X17CrNi16-2, mild steel S235JR, wrought aluminium AW-6082 T6 and cast aluminium AC-43400.

Initially, a suitable test setup for ultrasonic-assisted compression testing, ensuring representative and comparable experiments, was designed and

realised. Apart from the integration of the ultrasonic system, the main focus was on the development of measurement methods that enable the exact determination of process forces and tool behaviour. In this context, the application of a dynamic force calibration method permits the reliable evaluation of oscillating forces during vibration-assisted forming for the first time. In addition, measurement systems, allowing the in situ detection and monitoring of the tool oscillation behaviour and the contact condition between the tool and specimen have been implemented. The applicability of the experimental setup and the measurement methods was precisely tested and verified.

Subsequently, a fundamental process analysis was executed by varying the process parameters oscillation amplitude and press velocity. The results provide an extended understanding of the ultrasonic-assisted compression test. Apart from the known effect of force reduction due to vibration, substantial specimen heating was recorded independently of the applied material and process parameters. The maximum force reduction of 64 % and the highest temperature of 477 °C appeared during experiments with the material X₁₇CrNi₁₆-2. In agreement with previous studies, the oscillation amplitude has been identified as dominating process quantity. A secondary influence of the press velocity, which is directly related to the process duration and therefore the amount of imported oscillation energy, was also found. For both process parameters, the characteristic exertion of influence strongly depends on the used material. As expected, the prevailing tool behaviour exercises a crucial impact on ultrasonic-based effects in addition to the controllable process parameters. The essential factors in this regard are the amplitude and phasing of the tool oscillations, which directly influence the oscillation amplitude effectively applied to the specimen. The exact characteristic again strongly depends on the material and the chosen process parameters. Concerning the contact behaviour between tool and specimen cyclic separation phases are frequently observed when high effective oscillation amplitudes are reached. Furthermore, first indicators for material-based cause-effect relationships have been identified by qualitative microstructural analyses. For the materials X₁₇CrNi₁₆-2 and AW-6082 T6 an intensified material flow in radial direction occurs in strongly deformed zones when ultrasonic vibration is applied. For S235JR an ultrasonic-induced change of the grain shape and a localisation of the forming zone are detected. In addition, earlier crack initiation emerges during ultrasonic-assisted compression testing with the material AC-43400.

After the basic process analysis, essential observations have been studied in-depth. The major intention in this regard was the identification of underlying cause-effect relationships. For that purpose, a holistic approach, incorporating all known mechanisms was applied. Based on the evaluation of several numerical and experimental analyses, thermal and material-based influences could be ultimately identified as dominating softening mechanisms. The percentage of thermal influences strongly depends on the used material as well as the particular process parameters and varies between 14 % and 83 %. Insignificant importance can be ascribed to the stress superposition principle and surface effects. The remaining proportion is therefore allocated to material-based influences. Detailed numerical and experimental analyses confirm that ultrasonic vibration induces a facilitated material flow, an increasing plastic strain and an intensified strain concentration, especially in strongly deformed zones. The findings therefore support the hypothesis proposed by Blaha and Langenecker, stating that the absorption of oscillation energy at dislocations is the ultimate cause for the observed softening effect.

In a final set of experiments, it was investigated whether the forming limits of metallic materials are influenced by ultrasonic vibration. In this context, a novel experimental approach, combining simple shear tests with ultrasonic vibration, was used. Contrary to expectations, a significant vibration-based formability decrease of approximately 10 % to 30 % was determined after comprehensive analysis of process forces and cracking behaviour. This effect is ascribed to increased stress concentration, localised deformation and cyclic recurring high strain rates, which collectively support the mechanism of adiabatic shear band formation.

It is therefore apparent that material flow related mechanisms are amplified by ultrasonic vibration. This enables a significant reduction of process forces, but also leads to earlier material failure. For the practical application of the technology, this implies potentials regarding lower tool and workpiece loading as well as more flexible press selection. Moreover, it can be expected that mould filling is improved due to the intensified material flow. The reduction of forming limits presents a challenge, which must be adequately considered during process design. In particular cases, however, for example during shear cutting, earlier material failure can also constitute a substantial process improvement. Therefore, a well-directed and process specific application of the technology is necessary.

Future research activities should increasingly focus on the investigation of acoustic softening mechanisms. In particular, the understanding of

occurring microstructural changes represents a crucial research field. Some of the materials tested in this thesis offered only limited potential for microstructural analyses. A detailed quantitative examination of the grain size development was, for example, only possible for the material S235JR. It is therefore advisable to consider this aspect henceforward during material selection. Furthermore, the systematic analysis and quantification of vibration-based alterations to the material flow are of interest. This can be achieved, for instance, by the targeted development of a suitable experimental procedure and the application of optical strain measurement systems. Independent of the specific subject matter, research on ultrasonic-assisted forming always requires holistic analytical approaches and the precise dynamic calibration of force sensors.

Literaturverzeichnis

- [1] N. N.: EU-Kommission beschließt schärfere CO₂-Werte für Autos. Internet: [https://www.welt.de/wirtschaft/article170429933/EU-Kommission-beschliesst-schaerfere-CO₂-Werte-fuer-Autos.html](https://www.welt.de/wirtschaft/article170429933/EU-Kommission-beschliesst-schaerfere-CO2-Werte-fuer-Autos.html) (abgerufen am 27.11.2017)
- [2] United Nations: Kyoto protocol to the United Nations framework convention on climate change, 1998
- [3] Shishlov, I.; Morel, R.; Bellassen, V.: Compliance of the parties to the Kyoto Protocol in the first commitment period. *Climate Policy* 16(2016)6, 768–782
- [4] N. N.: Klimakonferenz verlängert Kyoto-Protokoll bis 2020 - Welt-Klimagipfel in Doha. Internet: <http://www.sueddeutsche.de/wissen/welt-klimagipfel-in-doha-klimakonferenz-verlaengert-kyoto-protokoll-bis-1.1545374> (abgerufen am 27.11.2017)
- [5] Europäische Kommission: Pressemitteilung - Energieunion: Kommission ergreift Maßnahmen zur Stärkung der weltweiten Führungsposition der EU bei sauberen Fahrzeugen. Internet: http://europa.eu/rapid/press-release_IP-17-4242_de.htm (abgerufen am 27.11.2017)
- [6] Verband der Automobilindustrie: Pressemitteilung - VDA zu den Plänen der EU für die CO₂-Regulierung nach 2021. Internet: <https://www.vda.de/de/presse/Pressemeldungen/20171108-vda-zu-den-plaenen-der-eu-f-r-die-co2-regulierung-nach-2021.html> (abgerufen am 27.11.2017)
- [7] Reif, K.: Bosch Grundlagen Fahrzeug- und Motorentechnik - Konventioneller Antrieb, Hybridantriebe, Bremsen, Elektronik. Vieweg+Teubner, 2011, 1. Aufl.
- [8] Ungeheuer, U.: Dieseldebatte und kein Ende - jetzt reicht's. *VDI Nachrichten* 38(2017), 4–5
- [9] Raedt, H.-W.: Leichtbau durch Massivumformung. Infostelle Industrieverband Massivumformung, 2004
- [10] N. N.: Initiative Massiver Leichtbau geht in dritte Phase. *VDI-Z Integrierte Produktion* 10(2017), 14

- [11] Neumann, K.-H.; Schindler, K.-P.: Zukünftige Fahrzeugantriebe. In: VDI-Gesellschaft Fahrzeug- und Verkehrstechnik (Hrsg.): VDI-Berichte 1565 - Innovative Fahrzeugantriebe. VDI-Verlag, 2000
- [12] Müller-Wondorf, R.: Wirtschaftlich Gewicht sparen. VDI Nachrichten 41(2017), 14
- [13] Ciupek, M.: Leichtbau erfordert neue Fertigungstechnologien. VDI Nachrichten 13(2016), 16
- [14] Kleiner, M.; Geiger, M.; Klaus, A.: Manufacturing of lightweight components by metal forming. CIRP Annals - Manufacturing Technology 52(2003)2, 521-542
- [15] Goede, M.; Stehlin, M.; Rafflenbeul, L.; Kopp, G.; Beeh, E.: Super Light Car - lightweight construction thanks to a multi-material design and function integration. European Transport Research Review 1(2009)1, 5-10
- [16] Merklein, M.; Geiger, M.: New materials and production technologies for innovative lightweight constructions. Journal of Materials Processing Technology 125-126(2002), 532-536
- [17] Moeller, E. (Hrsg.): Handbuch Konstruktionswerkstoffe - Auswahl, Eigenschaften, Anwendung. Hanser, 2014, 2. Aufl.
- [18] Grote, K.-H.; Antonsson, E. K. (Hrsg.): Springer handbook of mechanical engineering. Springer-Verlag, 2009
- [19] Müller, M.; Hörhold, R.; Merklein, M.; Meschut, G.: Analysis of material behaviour in experimental and simulative setup of joining by forming of aluminium alloy and high strength steel with shear-clinching technology. Advanced Materials Research 966-967(2014), 549-556
- [20] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 4 - Umformen. Springer-Verlag, 2006, 5. Aufl.
- [21] Perotti, G.: An experiment on the use of ultrasonic vibrations in cold-upsetting. CIRP Annals - Manufacturing Technology 27(1978)1, 195-197
- [22] Huang, Z.; Lucas, M.; Adams, M. J.: Influence of ultrasonics on upsetting of a model paste. Ultrasonics 40(2002)1-8, 43-48

- [23] Hung, J.-C.; Tsai, Y.-C.: Investigation of the effects of ultrasonic vibration-assisted micro-upsetting on brass. *Materials Science and Engineering: A* 580(2013), 125–132
- [24] Yao, Z.; Kim, G.-Y.; Faidley, L.; Zou, Q.; Mei, D.; Chen, Z.: Effects of superimposed high-frequency vibration on deformation of aluminum in micro/meso-scale upsetting. *Journal of Materials Processing Technology* 212(2012)3, 640–646
- [25] DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung. Beuth-Verlag, 2003
- [26] Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*. Springer-Verlag, 2010, 2. Aufl.
- [27] DIN 8582: Fertigungsverfahren Umformen - Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht. Beuth-Verlag, 2003
- [28] Lange, K.: *Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 1: Grundlagen*. Springer-Verlag, 1984, 2. Aufl.
- [29] Schneider, H.: *Geschichte der antiken Technik*. C.H. Beck, 2012, 2. Aufl.
- [30] Liewald, M.; Feldle, A.; Völkl, R.; Messner, G.; Meidert, M.; Gensert, H.: Stand der Forschung und Entwicklung im Bereich der Verfahren der Kaltmassivumformung in Europa. *UTF Science* 4(2011), 1–32
- [31] Herberitz, R.; Hermanns, H.; Labs, R.: *Massivumformung kurz und bündig*. Industrieverband Massivumformung, 2013
- [32] DIN 50106: Prüfung metallischer Werkstoffe - Druckversuch bei Raumtemperatur. Beuth-Verlag, 2016
- [33] Doege, E.; Meyer-Nolkemper, H.; Saeed, I.: *Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe*. Hanser, 1986
- [34] DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Beuth-Verlag, 2017
- [35] Richard, H. A.; Sander, M.: *Ermüdungsrisse - Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*. Springer Vieweg, 2012, 3. Aufl.
- [36] Breuer, D.: Bestimmung des Formänderungsvermögens bei der Kaltmassivumformung. In: Eversheim, W.; Klocke, F.; Pfeifer, T.; Schuh, G.; Weck, M.; Brecher, C.; Schmitt, R. (Hrsg.): *Berichte aus der Produktionstechnik - Band 19*. Shaker, 2007

- [37] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. Springer-Verlag, 2008, 10. Aufl.
- [38] Meyer, L. W.; Krüger, L.: Shear testing with hat-shaped specimen. In: Kuhn, H., Medlin, D. (Hrsg.): *ASM Handbook Volume 8: Mechanical testing and evaluation*. ASM International, 2000, 451–452
- [39] Clos, R.; Schreppel, U.; Veit, P.: Temperature, microstructure and mechanical response during shear-band formation in different metallic materials. *Journal de Physique IV* 110(2003), 111–116
- [40] El-Magd, E.; Gese, H.; Tham, R.; Hooputra, H.; Werner, H.: Fracture criteria for automobile crashworthiness simulation of wrought aluminium alloy components. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 32(2001), 712–724
- [41] Peirs, J.; Verleysen, P.; Degrieck, J.: The use of hat-shaped specimens for dynamic shear testing. *Foundations of civil and environmental engineering* 11(2008), 97–111
- [42] Rogers, H. C.: Adiabatic plastic deformation. *Annual Review of Materials Science* 9(1979)1, 283–311
- [43] Dodd, B.; Bai, Y.: *Adiabatic shear localization - Frontiers and advances*. Elsevier, 2012, 2. Aufl.
- [44] Neugebauer, R.; Bouzakis, K.-D.; Denkena, B.; Klocke, F.; Sterzing, A.; Tekkaya, A. E.; Wertheim, R.: Velocity effects in metal forming and machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60(2011)2, 627–650
- [45] Krüger, L.: *Untersuchungen zum Festigkeits-, Verformungs- und Versagensverhalten der Legierung Ti-6-22-22S in Abhängigkeit von der Temperatur, der Dehngeschwindigkeit und dem Spannungszustand*. TU Chemnitz - Dissertation, 2001
- [46] Xu, Y.; Zhang, J.; Bai, Y.; Meyers, M. A.: Shear localization in dynamic deformation microstructural evolution. *Metallurgical and Materials Transactions A* 39(2008)4, 811–843
- [47] Jäger, H.; Mastel, R.; Knaebel, M.: *Technische Schwingungslehre: Grundlagen - Modellbildung - Anwendungen*. Springer Vieweg, 2016, 9. Aufl.
- [48] Kollmann, F. G.; Schösser, T. F.; Angert, R.: *Praktische Maschinenakustik*. Springer-Verlag, 2006

- [49] Brigham, E. O.: FFT - Schnelle Fourier-Transformation. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 1995, 6. Aufl.
- [50] Sorge, G.; Hauptmann, P.: Ultraschall in Wissenschaft und Technik. Verlag Harri Deutsch, 1985
- [51] Krautkrämer, J.; Krautkrämer, H.: Werkstoffprüfung mit Ultraschall. Springer-Verlag, 1986, 5. Aufl.
- [52] Wen, T.; Wei, L.; Chen, X.; Pei, C.-L.: Effects of ultrasonic vibration on plastic deformation of AZ31 during the tensile process. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials* 18(2011)1, 70–76
- [53] Sutilov, V. A.: Physik des Ultraschalls. Springer-Verlag, 1984
- [54] Gallego-Juárez, J. A., Graff, K. F. (Hrsg.): Power ultrasonics: Applications of high-intensity ultrasound. Elsevier, 2014
- [55] Siegert, K.: Metallische Werkstoffe mit Ultraschall umformen. *MM MaschinenMarkt online* 7(2001), 22–25
- [56] Schöck, J.: Schall reduziert die Umformkräfte. *Technica* 18(2000), 20–25
- [57] Bunget, C.; Ngaile, G.: Influence of ultrasonic vibration on micro-extrusion. *Ultrasonics* 51(2011)5, 606–616
- [58] Blaha, F.; Langenecker, B.: Dehnung von Zink-Kristallen unter Ultraschalleinwirkung. *Die Naturwissenschaften* 42(1955)20, 556
- [59] Lange, K.: Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 4: Sonderverfahren, Prozesssimulation, Werkzeugtechnik, Produktion. Springer-Verlag, 1993, 2. Aufl.
- [60] Hung, J.-C.; Hung, C.: The influence of ultrasonic-vibration on hot upsetting of aluminum alloy. *Ultrasonics* 43(2005)8, 692–698
- [61] Izumi, O.; Oyama, K.; Suzuki, Y.: On the superimposing of ultrasonic vibration during compressive deformation of metals. *Transactions of the Japan Institute of Metals* 7(1966)3, 158–162
- [62] Siu, K. W.; Ngan, A. H. W.; Jones, I. P.: New insight on acousto-plasticity – Ultrasonic irradiation enhances subgrain formation during deformation. *International Journal of Plasticity* 27(2011)5, 788–800

- [63] Jimma, T.; Kasuga, Y.; Iwaki, N.; Miyazawa, O.; Mori, E.; Ito, K.; Hatano, H.: An application of ultrasonic vibration to the deep drawing process. *Journal of Materials Processing Technology* 80-81(1998), 406-412
- [64] Möck, A.: Beitrag zum Draht- und Rohrziehen mit ultraschallerregter Matrize. In: DGM Informationsgesellschaft (Hrsg.): Beiträge zur Umformtechnik - Band 24. Universität Stuttgart, Institut für Umformtechnik - Dissertation, 2000
- [65] Frost, M.: Joining and forming using torsional ultrasonic principles. *European Medical Device Technology*, (2009), 1-3
- [66] Akbari Mousavi, S. A. A.; Feizi, H.; Madoliat, R.: Investigations on the effects of ultrasonic vibrations in the extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology* 187-188(2007), 657-661
- [67] Liu, Y.; Han, Q.; Hua, L.: Finite element simulation analysis of the ultrasonic vibration forging of an aluminum cylinder workpiece. In: Suarez, C. E. (Hrsg.): *Light metals 2012 - Florida, USA*. Minerals Metals and Materials Society, 2012, 259-264
- [68] Pohlman, R.; Lehfeldt, E.: Influence of ultrasonic vibration on metallic friction. *Ultrasonics* 4(1966)4, 178-185
- [69] Obikawa, T.; Hayashi, M.: Ultrasonic-assisted incremental microforming of thin shell pyramids of aluminum foil. In: Tosello, G. (Hrsg.): *Proceedings of the 4M/IWMMF2016 Conference - Singapore*. Research Publishing, 2016, 223-226
- [70] Witthauer, A. T.; Kim, G. Y.; Faidley, L.; Zou, Q. Z.; Wang, Z.: Effects of acoustic softening and hardening in high-frequency vibration-assisted punching of aluminum. *Materials and Manufacturing Processes* 29(2014)10, 1184-1189
- [71] Siegert, K.; Ulmer, J.: Superimposing ultrasonic waves on the dies in tube and wire drawing. *Journal of Engineering Materials and Technology* 123(2001)4, 517-523
- [72] Buckley, J. J.; Freeman, M. K.: Ultrasonic tube drawing. *Ultrasonics* 8(1970)3, 152-158
- [73] Lehfeldt, E.; Pohlman, R.: Wire drawing with superimposed ultrasonic vibrations. *Wire* 102(1969), 205-213
- [74] Kristoffy, I.: Metal forming with vibrated tools. *Journal of Engineering for Industry* 91(1969)4, 1168-1174

- [75] Yao, Z.; Kim, G.-Y.; Faidley, L.; Zou, Q.; Mei, D.; Chen, Z.: Experimental study of high-frequency vibration assisted micro/mesoscale forming of metallic materials. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 133(2011)6, 061009 1-8
- [76] Behrens, B.-A.; Hübner, S.; Vucetic, M.: Influence of superimposing of oscillation on sheet-bulk metal forming. *Key Engineering Materials* 554-557(2013), 1484-1489
- [77] Merklein, M.; Allwood, J. M.; Behrens, B.-A.; Brosius, A.; Hagenah, H.; Kuzman, K.; Mori, K.; Tekkaya, A. E.; Weckenmann, A.: Bulk forming of sheet metal. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 61(2012)2, 725-745
- [78] Groche, P.; Türk, M.; Schultheis, V.; Grupp, P.: Oszillierende Kaltmassivumformung. *wt-Werkstattstechnik online* 97(2007)10, 741-744
- [79] Wanner, M.-C.; Henkel, K.-M.; Becker, B.; Thoms, V.; Bräunling, S.: Einsatz von Leistungsultraschall zum Verringern der Umformkräfte beim Clinchen. *wt-Werkstattstechnik online* 95(2005)10, 803-808
- [80] Leicht, U.; Merklein, M.; Engler, S.: Ultrasonic-assisted metal stamping with 15 kHz oscillation frequency. *Key Engineering Materials* 716(2016), 536-543
- [81] Luo, F.; Li, K.; Zhong, J.; Gong, F.; Wu, X.; Ruan, S.: An ultrasonic microforming process for thin sheet metals and its replication abilities. *Journal of Materials Processing Technology* 216(2015), 10-18
- [82] Ngaile, G.; Bunget, C.: Influence of ultrasonic vibration on microforming. *Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of SME* 36(2008), 137-144
- [83] Yoshida, I.; Ohson, H.: Effect of ultrasonic vibration on the metallurgical properties of steel. *Journal de Physique Colloques* 42(1981)C5, 1153-1158
- [84] Izumi, O.; Oyama, K.; Suzuki, Y.: Effects of superimposed ultrasonic vibration on compressive deformation of metals. *Transactions of the Japan Institute of Metals* 7(1966)3, 162-167

- [85] Yao, Z.; Kim, G.-Y.; Faidley, L.; Zou, Q.; Mei, D.; Chen, Z.: Acoustic softening and hardening of aluminum in high-frequency vibration-assisted micro/meso forming. *Materials and Manufacturing Processes* 28(2013), 584–588
- [86] Zhou, H.; Cui, H.; Qin, Q.-H.; Wang, H.; Shen, Y.: A comparative study of mechanical and microstructural characteristics of aluminium and titanium undergoing ultrasonic assisted compression testing. *Materials Science and Engineering: A* 682(2017), 376–388
- [87] Eaves, A. E.; Smith, A. W.; Waterhouse, W. J.; Sansome, D. H.: Review of the application of ultrasonic vibrations to deforming metals. *Ultrasonics* 13(1975)4, 162–170
- [88] Kirchner, H. O. K.; Kromp, W. K.; Prinz, F. B.; Trimmel, P.: Plastic deformation under simultaneous cyclic and unidirectional loading at low and ultrasonic frequencies. *Materials Science and Engineering* 68(1985)2, 197–206
- [89] Liu, Y.; Suslov, S.; Han, Q.; Hua, L.; Xu, C.: Comparison between ultrasonic vibration-assisted upsetting and conventional upsetting. *Metallurgical and Materials Transactions A* 44(2013)7, 3232–3244
- [90] Ahmadi, F.; Farzin, M.; Mandegari, M.: Effect of grain size on ultrasonic softening of pure aluminum. *Ultrasonics* 63(2015), 111–117
- [91] Nerubai, M. S.: Effect of ultrasonic vibrations on the mechanical properties of difficult-to-deform materials. *Metal Science and Heat Treatment* 29(1987)4, 254–258
- [92] Zhou, H.; Cui, H.; Qin, Q.-H.: Influence of ultrasonic vibration on the plasticity of metals during compression process. *Journal of Materials Processing Technology* 251(2018), 146–159
- [93] Yao, Z.; Kim, G.-Y.; Wang, Z.; Faidley, L.; Zou, Q.; Mei, D.; Chen, Z.: Acoustic softening and residual hardening in aluminum: Modeling and experiments. *International Journal of Plasticity* 39(2012), 75–87
- [94] Nevill, G. E.; Brotzen, E.; Franz, B.: The effect of vibrations on the static yield strength of low carbon steel. *ASTM Proceedings* 57(1957), 751–758
- [95] Blaha, F.; Langenecker, B.: Plastizitätsuntersuchungen von Metallkristallen in Ultraschallfeld. *Acta Metallurgica* 7(1959)2, 93–100

- [96] Bagherzadeh, S.; Abrinia, K.: Effect of ultrasonic vibration on compression behavior and microstructural characteristics of commercially pure aluminum. *Journal of Materials Engineering and Performance* 24(2015)11, 4364–4376
- [97] Siddiq, A.; El Sayed, T.: Acoustic softening in metals during ultrasonic assisted deformation via CP-FEM. *Materials Letters* 65(2011)2, 356–359
- [98] Siddiq, A.; El Sayed, T.: Ultrasonic-assisted manufacturing processes - Variational model and numerical simulations. *Ultrasonics* 52(2012)4, 521–529
- [99] Daud, Y.; Lucas, M.; Huang, Z.: Modelling the effects of superimposed ultrasonic vibrations on tension and compression tests of aluminium. *Journal of Materials Processing Technology* 186(2007)1-3, 179–190
- [100] Dutta, R. K.; Petrov, R. H.; Delhez, R.; Hermans, M. J. M.; Richardson, I. M.; Böttger, A. J.: The effect of tensile deformation by in situ ultrasonic treatment on the microstructure of low-carbon steel. *Acta Materialia* 61(2013)5, 1592–1602
- [101] Langenecker, B.: Effects of ultrasound on deformation characteristics of metals. *IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics* 13(1966)1, 1-8
- [102] Kelly, G. S.; Advani, S. G.; Gillespie, J. W.; Bogetti, T. A.: A model to characterize acoustic softening during ultrasonic consolidation. *Journal of Materials Processing Technology* 213(2013)11, 1835–1845
- [103] Hung, J.-C.; Tsai, Y.-C.; Hung, C.: Frictional effect of ultrasonic-vibration on upsetting. *Ultrasonics* 46(2007)3, 277–284
- [104] Hung, J.-C.; Lin, C.-C.: Investigations on the material property changes of ultrasonic-vibration assisted aluminum alloy upsetting. *Materials and Design* 45(2013), 412–420
- [105] Xie, Z.; Guan, Y.; Zhai, J.; Zhu, L.; Zhong, C.: Study on ultrasonic vibration assisted upsetting of 6063 aluminum. *Procedia Engineering* 207(2017), 490–495
- [106] Daud, Y.; Lucas, M.; Huang, Z.: Superimposed ultrasonic oscillations in compression tests of aluminium. *Ultrasonics* 44(2006), e511-e515

- [107] Seeger, A.; Donth, H.; Pfaff, F.: The mechanism of low temperature mechanical relaxation in deformed crystals. *Discussions of the Faraday Society* 23(1957), 19–30
- [108] Langenecker, B.: Effect of sonic and ultrasonic radiation on safety factors of rockets and missiles. *AIAA Journal* 1(1963)1, 80–83
- [109] Lum, I.; Huang, H.; Chang, B. H.; Mayer, M.; Du, D.; Zhou, Y.: Effects of superimposed ultrasound on deformation of gold. *Journal of Applied Physics* 105(2009)2, 024905 1-5
- [110] Huang, H.; Pequegnat, A.; Chang, B. H.; Mayer, M.; Du, D.; Zhou, Y.: Influence of superimposed ultrasound on deformability of Cu. *Journal of Applied Physics* 106(2009)11, 113514 1-6
- [111] Heine, B.: *Werkstoffprüfung - Ermittlung von Werkstoffeigenschaften*. Hanser, 2011, 2. Aufl.
- [112] Dutta, R. K.; Petrov, R. H.; Hermans, M. J. M.; Richardson, I. M.: Accommodation of plastic deformation by ultrasound-induced grain rotation. *Metallurgical and Materials Transactions A* 46(2015)8, 3414–3422
- [113] Ulmer, J.: Beitrag zur Berechnung der Reibungskraftreduktion beim ultraschallüberlagerten Streifenziehversuch. In: DGM Informationsgesellschaft (Hrsg.): *Beiträge zur Umformtechnik - Band 37*. Universität Stuttgart, Institut für Umformtechnik - Dissertation, 2003
- [114] Starcevic, J.: *Tribospektroskopie als neue Methode zur Untersuchung von Reibungsmechanismen: Theoretische Grundlagen und Experiment*. TU Berlin - Dissertation, 2008
- [115] Liu, Y.; Neumann, U.; Jordan, W.: Ultraschallwellen reduzieren Reibkraft beim Gleiten. *Tribologie und Schmierungstechnik* 39(1992)4, 193–201
- [116] Lucas, M.; Daud, Y.: A finite element model of ultrasonic extrusion. *Journal of Physics: Conference Series* 181(2009), 012027 1-7
- [117] Heß, B.; Groche, P.: Untersuchungen zum oszillierenden Verzahnungsdrücken. *SchmiedeJOURNAL* 03(2014), 38–40
- [118] Rozner, A. G.: Effect of ultrasonic vibration on coefficient of friction during strip drawing. *Journal of the Acoustical Society of America* 49(1971)5, 1368-1371

- [119] Daud, Y.; Lucas, M.; Huang, Z.: Ultrasonic compression tests on aluminium. *Applied Mechanics and Materials* 3-4(2005), 99–104
- [120] Aziz, S. A.; Lucas, M.: Characterising the acoustoplastic effect in an ultrasonically assisted metal forming process. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 42(2012)012017, 1–4
- [121] Storck, H.; Littmann, W.; Wallaschek, J.; Mracek, M.: The effect of friction reduction in presence of ultrasonic vibrations and its relevance to travelling wave ultrasonic motors. *Ultrasonics* 40(2002)1-8, 379–383
- [122] Popov, V. L.: *Kontaktmechanik und Reibung*. Springer-Verlag, 2009
- [123] Teidelt, E.; Popov, V. L.; Starcevic, J.: Beeinflussung des Reibungskoeffizienten durch Ultraschallanregung normal zur Kontaktfläche. In: Gesellschaft für Tribologie (Hrsg.): *Tagungsband zur 51. Tribologie-Fachtagung in Göttingen - Band II, 2010, 52/1-8*
- [124] Eversheim, W.; Schuh, G.: *Produktion und Management 3 - Gestaltung von Produktionssystemen*. Springer-Verlag, 1999
- [125] Kumme, R.; Lauer, G.; Peters, M.; Sawla, A.: Development of methods for dynamic force calibration - Part 1: Dynamic calibration of force transducers based on the determination of inertia forces with interferometric calibrated acceleration. Commission of the European Communities, 1990
- [126] Lauer, G.: Development of methods for dynamic force calibration - Part 2: Absolute calibration of piezoelectric force transducers by laser interferometry. Commission of the European Communities, 1990
- [127] Schlegel, C.; Kiekenap, G.; Kahmann, H.; Kumme, R.: Mechanical influences in sinusoidal force measurement. *ACTA IMEKO* 4(2015)2, 57–61
- [128] Fujii, Y.: A method for calibrating force transducers against oscillation force. *Measurement Science and Technology* 14(2003)8, 1259–1264
- [129] Ashida, Y.; Aoyama, H.: Press forming using ultrasonic vibration. *Journal of Materials Processing Technology* 187-188(2007), 118–122

- [130] Aziz, S. A.; Lucas, M.: The effect of ultrasonic excitation in metal forming tests. *Applied Mechanics and Materials* 24-25(2010), 311-316
- [131] Schmauder, S.; Siegert, K.: Experimentelle und theoretische Beschreibung des Verformungsverhaltens bei überlagerter Schwingungsbeanspruchung - Teilprojekt A1. In: Universität Stuttgart (Hrsg.): Abschlussbericht SFB 543 Ultraschallbeeinflusstes Umformen metallischer Werkstoffe, 2000
- [132] Klein, B.: FEM - Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau. Vieweg+Teubner, 2010, 8. Aufl.
- [133] Tekkaya, A. E.: A guide for validation of FE-simulations in bulk metal forming. *The Arabian Journal for Science and Engineering* 30(2005)1C, 113-136
- [134] Liu, Y.; Han, Q.; Hua, L.; Xu, C.: Numerical and experimental investigation of upsetting with ultrasonic vibration of pure copper cone tip. *Ultrasonics* 53(2013)3, 803-807
- [135] Daud, Y.; Lucas, M.; Jamaludin, K. R.: Verification of interface friction of radial ultrasonic compression using FE simulation. *Journal of Applied Sciences* 11(2011)9, 1600-1605
- [136] Tanibayashi, M.: A theory of the Blaha effect. *Physica Status Solidi (a)* 128(1991)1, 83-94
- [137] Aziz, S. A.: Characterising the effective material softening in ultrasonic forming of metals. University of Glasgow, College of Science and Engineering - Dissertation, 2012
- [138] Khan, A.; Giraud-Audine, C.; Bigot, R.; Abba, G.; Abideen, M. Z.: An alternative explanation of forming force reduction for forming process submitted to vibration: Influence of the waveform in the viscoplastic domain. *Journal of Materials Processing Technology* 230(2016), 288-299
- [139] Lubliner, J.: A simple model of generalized plasticity. *International Journal of Solids and Structures* 28(1991)6, 769-778
- [140] Lubliner, J.; Taylor, R. L.; Auricchio, F.: A new model of generalized plasticity and its numerical implementation. *International Journal of Solids and Structures* 30(1993)22, 3171-3184

- [141] Soldatos, D.; Polymenakos, L. C.: On the description of large plastic deformations in dual-phase steels. *Archive of Applied Mechanics* 85(2015)2, 237–256
- [142] Kroner, E. (Hrsg.): Abschlussbericht des BMBF-Forschungsvorhabens "UltraCaulk" - Ultraschallunterstütztes Umformen und Verstemmen. Konsortium UltraCaulk, 2017
- [143] Deutsche Edelstahlwerke GmbH: Prüfzeugnis X17CrNi16-2 vom 22.05.2014.
- [144] Deutsche Edelstahlwerke GmbH: Werkstoffdatenblatt Acidur 4057. Internet: https://www.dew-stahl.com/fileadmin/files/dew-stahl.com/documents/Publikationen/Werkstoffdatenblaetter/RSH/1.4057_de.pdf (abgerufen am 13.02.2018)
- [145] Schulze, G.: Die Metallurgie des Schweißens - Eisenwerkstoffe und nichteisenmetallische Werkstoffe. Springer-Verlag, 2010, 4. Aufl.
- [146] Weißbach, W.: Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung. Vieweg+Teubner, 2004, 15. Aufl.
- [147] Marienhütte Stahl- und Walzwerk Ges.m.b.H.: Prüfzeugnis S235JR vom 13.01.2014.
- [148] Appel, W.; Brähler, H.; Breuer, S.; Dahlhaus, U.; Esch, T.; Hoepke, E.; Kopp, S.; Rhein, B.: Nutzfahrzeugtechnik - Grundlagen, Systeme, Komponenten. Vieweg+Teubner, 2013, 7. Aufl.
- [149] Ovako AB: Material data sheet - S235JR. Internet: <https://steelnavigator.ovako.com/steel-grades/s235> (abgerufen am 26.04.2018)
- [150] Finkelnburg, W.-D.: Merkblatt W7: Wärmebehandlung von Aluminium-Legierungen. Gesamtverband der Aluminiumindustrie, 2007
- [151] Aleris Extruded Products Germany GmbH: Prüfzeugnis ALSiMgMn(T6) vom 28.03.2014.
- [152] Aleris Switzerland GmbH: Aluminium Gussprodukte, 2013, 4. Aufl.
- [153] Batz+Burgel GmbH: Werkstoffdatenblatt: EN AW 6082 (AlMgSi). Internet: http://www.batz-burgel.de/produkte/en_aw_6082.php (abgerufen am 15.02.2018)

- [154] GLEICH Aluminium GmbH: Technisches Datenblatt EN AW 6082. Internet: https://gleich.de/files/en_aw_6082.en.pdf (abgerufen am 05.05.2018)
- [155] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. Springer-Verlag, 2014, 3. Aufl.
- [156] Wimmer, A.; Lee, J.; Schumacher, P.: Phase selection in 6082 Al-Mg-Si alloys. BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte 157(2012)8-9, 301-305
- [157] Milkereit, B.: Kontinuierliche Zeit-Temperatur-Ausscheidungs-Diagramme von Al-Mg-Si-Legierungen. Universität Rostock, Lehrstuhl für Werkstofftechnik - Dissertation, 2011
- [158] Herrmann, C.; Pries, H.; Hartmann, G.: Energie- und ressourceneffiziente Produktion von Aluminiumdruckguss. Springer Vieweg, 2013
- [159] Raffmetal S.p.a.: Datenblatt AlSi10Mg(Fe). Internet: www.raffmetal.eu/scarica_file.asp?c=/dati/SearchAlloy/TED/&f=E N43400.pdf (abgerufen am 16.02.2018)
- [160] MFG Metall- & Ferrolegerungsgesellschaft mbH: Datenblatt 239D AlSi10Mg(Fe). Internet: <http://www.mfg-germany.de/index.php?ident=131&lang=1> (abgerufen am 16.02.2018)
- [161] AAGE GmbH: Prüfzeugnis AlSi10Mg(Fe) vom 22.02.2011.
- [162] DIN 60584-1: Thermolemente - Teil 1: Thermospannungen und Grenzabweichungen. Beuth-Verlag, 2014
- [163] Male, A. T.; Cockcroft, M. G.: A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation. Journal of the Institute of Metals 93(1964-65), 38-46
- [164] Tränkler, H.-R.; Fischerauer, G.: Das Ingenieurwissen - Messtechnik. Springer Vieweg, 2014
- [165] Polytec GmbH: Laser-Doppler Vibrometrie: Technologie. Internet: <https://www.polytec.com/de/vibrometrie/technologie> (abgerufen am 20.02.2018)
- [166] Möser, M.: Messtechnik der Akustik. Springer-Verlag, 2010
- [167] Polytec GmbH: Handbuch Vibrometer Controller OFV-5000, 2016

- [168] Polytec GmbH: RoboVib Structural Test Station - Automated Experimental Modal Testing. Internet: https://www.polytec.com/fileadmin/d/Vibrometrie/OM_PB_RoboVib_E_42242.pdf (abgerufen am 20.02.2018)
- [169] Polytec GmbH: Datenblatt PSV-500-3D Scanning Vibrometer. Internet: https://www.polytec.com/fileadmin/d/Vibrometrie/OM_DS_PSV-500-3D_D_42446.pdf (abgerufen am 20.02.2018)
- [170] Polytec GmbH: Datenblatt MPV-800. Internet: <https://www.polytec.com/de/vibrometrie/produkte/full-field-vibrometers/mpv-800-multipoint-vibrometer> (abgerufen am 20.02.2018)
- [171] DIN EN ISO 643: Stahl - Mikrophotographische Bestimmung der erkennbaren Korngröße. Beuth-Verlag, 2013
- [172] Dlubek, G.; Hunger, H.-J.; Kämpfe, B.; Käufler, P.; Klöber, J.; Richter, C.-E.; Simmen, B.; Vöhse, H.; Werfel, F.; Wieser, E.; Wolf, G.: Ausgewählte Untersuchungsverfahren in der Metallkunde. Springer-Verlag, 1983, 1. Aufl.
- [173] Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie: BDG-Richtlinie P 220 - Bestimmung des Denritenarmabstandes für Gussstücke aus Aluminium-Gusslegierungen. Internet: http://www.bdguss.de/fileadmin/content_bdguss/Der_BDG/Richtlinien/P_220.pdf (abgerufen am 22.02.2018)
- [174] DIN EN ISO 14577-1: Metallische Werkstoffe - Instrumentierte Eindringprüfung zur Bestimmung der Härte und anderer Werkstoffparameter - Teil 1: Prüfverfahren. Beuth-Verlag, 2015
- [175] Helmut Fischer AG: Handbuch Fischerscope HM2000: Mikrohärtmesssystem mit WIN-HCU-Software, 2008
- [176] DIN EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren. Beuth-Verlag, 2006
- [177] GOM GmbH: ARAMIS - 3D-Bewegungs- und Verformungssensor. Internet: <https://www.gom.com/de/messsysteme/aramis.html> (abgerufen am 21.02.2018)
- [178] Baumer GmbH: Datenblatt TXG50. Internet: https://www.baumer.com/medias/sys_master/documents/documents/h29/ho6/8896048431134/Baumer-TXG50-DS-DE.pdf (abgerufen am 21.02.2018)

- [179] DALSA: Datenblatt Falcon 4M60. Internet:
http://info.teledynedalsa.com/acton/attachment/14932/f-02c3/1/-/-/-/03-070-20023-00_falcon_4M60_4M30_c.pdf
(abgerufen am 21.02.2018)
- [180] Lubliner, J.: Plasticity Theory. Dover Publications, 2013
- [181] Zaera, R.; Rodríguez-Martínez, J. A.; Rittel, D.: On the Taylor–Quinney coefficient in dynamically phase transforming materials. Application to 304 stainless steel. International Journal of Plasticity 40(2013), 185–201
- [182] Rittel, D.; Zhang, L. H.; Osovski, S.: The dependence of the Taylor–Quinney coefficient on the dynamic loading mode. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 107(2017), 96–114
- [183] Michalski, M.; Leicht, U.; Engler, S.; Merklein, M.: Tool system for ultrasonic-assisted forming and material characterisation with 15 kHz oscillation frequency. Applied Mechanics and Materials 794(2015), 427–434
- [184] Heisel, U.: Maschinenkonzepte für ultraschallbeeinflusste Umformmaschinen unter besonderer Berücksichtigung des akustischen Maschinenverhaltens - Teilprojekt B4. In: Universität Stuttgart (Hrsg.): Abschlussbericht SFB 543 Ultraschallbeeinflusstes Umformen metallischer Werkstoffe, 2000
- [185] Bundesministerium für Arbeit und Soziales: Lärm- und Vibrations-Arbeitsschutzverordnung, 2007
- [186] VDI-Richtlinie 3766: Ultraschall-Arbeitsplatz: Messung, Bewertung, Beurteilung und Minderung. Beuth-Verlag, 2012
- [187] VDI-Richtlinie 2085: Lüftung von großen Schutzräumen. Beuth-Verlag, 1971
- [188] Michalski, M.; Leicht, U.; Heath, A.; Merklein, M.: Dynamic correction of oscillatory forces during ultrasonic-assisted metal forming. Production Engineering 11(2017)4-5, 455–465
- [189] Brüel & Kjær Sound & Vibration Measurement: Data sheet piezoelectric charge shock accelerometer - type 8309. Internet:
<https://www.bksv.com/en/products/transducers/vibration/Vibration-transducers/accelerometers/8309> (abgerufen am 27.02.2018)

- [190] Böhler Edelstahl GmbH & Co KG: Kaltarbeitsstahl K110. Internet: <https://www.boehler-edelstahl.com/media/K110DE.pdf> (abgerufen am 28.04.2018)
- [191] Pico Technology: Data sheet PicoScope 4824 - High resolution, deep memory, 8 channel oscilloscope. Internet: <https://www.picotech.com/oscilloscope/4824/8-channel-oscilloscope> (abgerufen am 27.03.2018)
- [192] Kroiß, T.; Engel, U.; Völkl, R.; Geiger, M.: Process-machine interactions in cold forging - calculation of press/tooling stiffness and its integration into FE process simulation. In: Yang, D. Y. (Hrsg.): Proceedings of the 9th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP) - Gyeongju, Korea. Hanrimweon, 2008, 1735–1740
- [193] PCB Piezotronics: Data sheet model o86E8o - Miniature instrumented impulse hammer. Internet: <http://www.pcb.com/Products/model/o86E8o> (abgerufen am 28.03.2018)
- [194] Michalski, M.; Merklein, M.: Ultraschallunterstützte Umformung von Metallen. wt-Werkstattstechnik online 105(2015)10, 715–721
- [195] Michalski, M.; Piott, F.; Merklein, M.: Compression testing of martensitic stainless steel with superimposed ultrasonic vibration. Procedia Engineering 207(2017), 1970–1975
- [196] Lange, K.: Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 2: Massivumformung. Springer-Verlag, 1988, 2. Aufl.
- [197] Pohl, W.: Ein Verfahren zur näherungsweise Berechnung der Wärmeentwicklung und der Temperaturverteilung beim Kaltstauen von Metallen. In: Lange, K. (Hrsg.): Berichte aus dem Institut für Umformtechnik - Band 23. Universität Stuttgart - Dissertation, 1972
- [198] Dassault Systèmes: Abaqus Analysis User's Guide - Abaqus 6.13, 2013
- [199] Michalski, M.; Merklein, M.: Ultrasonic-assisted upsetting of steel with 15 kHz oscillation frequency. Key Engineering Materials 716(2016), 544–551

- [200] Hauer, F.: Die elasto-plastische Einglättung rauer Oberflächen und ihr Einfluss auf die Reibung in der Umformtechnik. Friedrich-Alexander Universität Erlangen-Nürnberg, Lehrstuhl für Technische Mechanik - Dissertation, 2014
- [201] Michalski, M.; Lechner, M.; Gruber, M.; Merklein, M.: Influence of ultrasonic vibration on the shear formability of metallic materials. CIRP Annals - Manufacturing Technology 67(2018)1, 277–280

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] Michalski, M.; Leicht, U.; Engler, S.; Merklein, M.: Tool system for ultrasonic-assisted forming and material characterisation with 15 kHz oscillation frequency. *Applied Mechanics and Materials* 794(2015), 427-434
- [P2] Michalski, M.; Merklein, M.: Ultraschallunterstützte Umformung von Metallen. *wt-Werkstattstechnik online* 105(2015)10, 715-721
- [P3] Michalski, M.; Merklein, M.: Ultrasonic-assisted upsetting of steel with 15 kHz oscillation frequency. *Key Engineering Materials* 716(2016), 544-551
- [P4] Michalski, M.; Leicht, U.; Heath, A.; Merklein, M.: Dynamic correction of oscillatory forces during ultrasonic-assisted metal forming. *Production Engineering* 11(2017)4-5, 455-465
- [P5] Michalski, M.; Piott, F.; Merklein, M.: Compression testing of martensitic stainless steel with superimposed ultrasonic vibration. *Procedia Engineering* 207(2017), 1970-1975
- [P6] Leicht, U.; Michalski, M.; Merklein, M.: Ultraschallunterstütztes Umformen und Verstemmen - Aktuelle Ergebnisse aus dem Verbundprojekt "UltraCaulk". *wt Werkstattstechnik online* 107(2017)1/2, 52-58
- [P7] Michalski, M.; Lechner, M.; Gruber, M.; Merklein, M.: Influence of ultrasonic vibration on the shear formability of metallic materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 67(2018)1, 277-280
- [P8] Jäckisch, M.; Michalski, M.; Merklein, M.: Residual effects of ultrasonic-assisted compression testing on pure copper. In: Galdos, L.; Arrazola, P.; de Argandona, E. S.; Otegi, N.; Mendiguren, J.; Madariaga, A.; de Buruaga, M. S. (Hrsg.): *Proceedings of the 22nd International ESAFORM Conference on Material Forming - Vitoria-Gasteiz, Spain*. AIP Publishing, 2019, 110001-1-6

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten*

- [S1] Göllner, S.; Michalski, M.; Merklein, M.: Experimentelle Untersuchung der Einflüsse von Probengröße und -herstellverfahren bei Zylinderstauchversuchen. Bachelorarbeit (2015), Erlangen
- [S2] Simacek, P.; Michalski, M.; Merklein, M.: Auslegung und Erprobung eines Werkzeugs für ultraschallunterstützte Stauchversuche. Bachelorarbeit (2015), Erlangen
- [S3] Treczka, M.; Michalski, M.; Merklein, M.: Entwicklung und Qualifizierung eines numerischen Modells für das konventionelle und das ultraschallunterstützte Verstemmen. Projektarbeit (2015), Erlangen
- [S4] Vetter, L.; Michalski, M.; Merklein, M.: Experimentelle Untersuchungen zum ultraschallunterstützten Stauchen von Aluminium und Stahl mit 15 kHz Schwingfrequenz. Projektarbeit (2015), Erlangen
- [S5] Kirchner, J.; Michalski, M.; Merklein, M.: Experimentelle Untersuchung der Gefügeveränderung beim ultraschallunterstützten Stauchen mit 15 kHz. Projektarbeit (2016), Erlangen
- [S6] Demirel, S.; Michalski, M.; Merklein, M.: Analyse und Optimierung des dynamischen Verhaltens eines Prüfaufbaus zum ultraschallunterstützten Stauchen. Masterarbeit (2016), Erlangen
- [S7] Gruber, M.; Michalski, M.; Merklein, M.: Experimentelle Untersuchung des Fließ- und Bruchverhaltens von Rundmaterial aus Stahl und Aluminium. Bachelorarbeit (2016), Erlangen
- [S8] Piott, F.; Michalski, M.; Merklein, M.: Experimentelle und simulative Untersuchung des Werkstoffverhaltens beim ultraschallunterstützten Stauchen. Projektarbeit (2016), Erlangen
- [S9] Schäperkötter, C.; Michalski, M.; Merklein, M.: Simulative Untersuchung des Werkstoffflusses und der Probenerwärmung beim ultraschallunterstützten Stauchen. Projektarbeit (2016), Erlangen
- [S10] Krell, S.; Michalski, M.; Merklein, M.: Experimentelle Untersuchung mikrostruktureller und thermischer Einflüsse beim ultraschallunterstützten Stauchen. Bachelorarbeit (2017), Erlangen

- [S11] Kirchner, J.; Michalski, M.; Merklein, M.: Simulative Untersuchungen zum ultraschallunterstützten Verstemmen von Stahl und Aluminium. Masterarbeit (2017), Erlangen
- [S12] Gruber, M.; Michalski, M.; Merklein, M.: Experimentelle Untersuchung des Werkstoffversagens beim ultraschallunterstützten Umformen von Stahl und Aluminium. Projektarbeit (2017), Erlangen
- [S13] Doerr, D.; Michalski, M.; Merklein, M.: Experimentelle Untersuchung thermischer, tribologischer und mikrostruktureller Einflüsse beim ultraschallunterstützten Stauchen. Masterarbeit (2017), Erlangen
- [S14] Jäckisch, M.; Michalski, M.; Merklein, M.: Untersuchung des Prozess- und Kontaktverhaltens beim ultraschallunterstützten Stauchen. Masterarbeit (2018), Erlangen

* Der Autor an zweiter (und ggf. dritter) Stelle bezeichnet den bzw. die Betreuer der studentischen Arbeit und an letztgenannter Stelle den/die Lehrstuhlinhaber/in.

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2019):
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, www.mb.fau.de/diss/

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

Band 1 – 52
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Carl Hanser Verlag, München

Band 53 – 307
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Meisenbach Verlag, Bamberg

ab Band 308
FAU Studien aus dem Maschinenbau
ISSN 2625-9974
FAU University Press, Erlangen

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

FAPS	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
KTmfk	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien

Band 1: Andreas Hemberger
Innovationspotentiale in der
rechnerintegrierten Produktion durch
wissensbasierte Systeme
FAPS, 208 Seiten, 107 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15234-2.

Band 2: Detlef Classe
Beitrag zur Steigerung der Flexibilität
automatisierter Montagesysteme
durch Sensorintegration und erweiterte
Steuerungskonzepte
FAPS, 194 Seiten, 70 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15529-5.

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting
Projektierung von Montagesystemen
FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15541-4.

Band 4: Karsten Schlüter
Nutzungsgradsteigerung von
Montagesystemen durch den Einsatz
der Simulationstechnik
FAPS, 177 Seiten, 97 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15542-2.

Band 5: Shir-Kuan Lin
Aufbau von Modellen zur Lageregelung
von Industrierobotern
FAPS, 168 Seiten, 46 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15546-5.

Band 6: Rudolf Nuss
Untersuchungen zur Bearbeitungsquali-
tät im Fertigungssystem Laserstrahl-
schneiden
LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15783-2.

Band 7: Wolfgang Scholz
Modell zur datenbankgestützten Planung
automatisierter Montageanlagen
FAPS, 194 Seiten, 89 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15825-1.

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier
Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhal-
tens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen
LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15921-5.

Band 9: Rainer Eisele
Konzeption und Wirtschaftlichkeit von
Planungssystemen in der Produktion
FAPS, 183 Seiten, 86 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16107-4.

Band 10: Rolf Pfeiffer
Technologisch orientierte
Montageplanung am Beispiel der
Schraubtechnik
FAPS, 216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tab. 1990.
ISBN 3-446-16161-9.

Band 11: Herbert Fischer
Verteilte Planungssysteme zur
Flexibilitätssteigerung der
rechnerintegrierten Teilefertigung
FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16105-8.

Band 12: Gerhard Kleineidam
CAD/CAP: Rechnergestützte Montage-
feinplanung
FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16112-0.

Band 13: Frank Vollertsen
Pulvermetallurgische Verarbeitung eines
übereutektoiden verschleißfesten Stahls
LFT, XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tab.
1990. ISBN 3-446-16133-3.

Band 14: Stephan Biermann
Untersuchungen zur Anlagen- und
Prozeßdiagnostik für das Schneiden
mit CO₂-Hochleistungslasern
LFT, VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tab.
1991. ISBN 3-446-16269-0.

Band 15: Uwe Geißler
Material- und Datenfluß in einer flexiblen
Blechbearbeitungszelle
LFT, 124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16358-1.

Band 16: Frank Oswald Hake
Entwicklung eines rechnergestützten
Diagnosesystems für automatisierte
Montagezellen
FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16428-6.

Band 17: Herbert Reichel
Optimierung der Werkzeugbereitstellung
durch rechnergestützte
Arbeitsfolgenbestimmung
FAPS, 198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16453-7.

Band 18: Josef Scheller
Modellierung und Einsatz von
Softwaresystemen für rechnergeführte
Montagezellen
FAPS, 198 Seiten, 65 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16454-5.

Band 19: Arnold vom Ende
Untersuchungen zum Biegeumforme mit
elastischer Matrize
LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16493-6.

Band 20: Joachim Schmid
Beitrag zum automatisierten Bearbeiten
von Keramikguß mit Industrierobotern
FAPS, XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tab.
1991. ISBN 3-446-16560-6.

Band 21: Egon Sommer
Multiprozessorsteuerung für
kooperierende Industrieroboter in
Montagezellen
FAPS, 188 Seiten, 102 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-17062-6.

Band 22: Georg Geyer
Entwicklung problemspezifischer
Verfahrensketten in der Montage
FAPS, 192 Seiten, 112 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16552-5.

Band 23: Rainer Flohr
Beitrag zur optimalen
Verbindungstechnik in der
Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 186 Seiten, 79 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16568-1.

Band 24: Alfons Rief
Untersuchungen zur Verfahrensfolge
Laserstrahlschneiden und -schweißen
in der Rohkarosseriefertigung
LFT, VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab.
1991. ISBN 3-446-16593-2.

Band 25: Christoph Thim
Rechnerunterstützte Optimierung
von Materialflußstrukturen in der
Elektronikmontage durch Simulation
FAPS, 188 Seiten, 74 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17118-5.

Band 26: Roland Müller
CO₂-Laserstrahlschneiden von
kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen
LFT, 141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tab. 1992.
ISBN 3-446-17104-5.

Band 27: Günther Schäfer
Integrierte Informationsverarbeitung
bei der Montageplanung
FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17117-7.

Band 28: Martin Hoffmann
Entwicklung einer
CAD/CAM-Prozesskette für die
Herstellung von Blechbiegeteilen
LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17154-1.

Band 29: Peter Hoffmann
Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden
und -schweißen: Prozeßführung und
Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbear-
beitung von Blechformteilen
LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992.
ISBN 3-446-17153-3.

Band 30: Olaf Schrödel
Flexible Werkstattsteuerung mit
objektorientierten Softwarestrukturen
FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17242-4.

Band 31: Hubert Reinisch
Planungs- und Steuerungswerkzeuge
zur impliziten Geräteprogrammierung
in Roboterzellen
FAPS, XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17380-3.

Band 32: Brigitte Bärnreuther
Ein Beitrag zur Bewertung des Kommuni-
kationsverhaltens von Automatisierungs-
geräten in flexiblen Produktionszellen
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless
Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik
in der Strahlführung einer
CO₂-Hochleistungslaseranlage
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel
Entwicklung und Einsatz eines Simula-
tionsverfahrens für operative und
strategische Probleme der
Produktionsplanung und -steuerung
FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab.
1993. ISBN 3-446-17604-7.

Band 35: Bertram Ehmann
Operatives Fertigungscontrolling durch
Optimierung auftragsbezogener Bearbei-
tungsabläufe in der Elektronikfertigung
FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17658-6.

Band 36: Harald Kolléra
Entwicklung eines benutzerorientierten
Werkstattprogrammiersystems für das
Laserstrahlschneiden
LFT, 129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17719-1.

Band 37: Stephanie Abels
Modellierung und Optimierung von
Montageanlagen in einem integrierten
Simulationssystem
FAPS, 188 Seiten, 88 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17731-0.

Band 38: Robert Schmidt-Hebbel
Laserstrahlbohren durchflußbestimmen-
der Durchgangslöcher
LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17778-7.

Band 39: Norbert Lutz
Oberflächenfeinbearbeitung
keramischer Werkstoffe mit
XeCl-Excimerlaserstrahlung
LFT, 187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tab. 1994.
ISBN 3-446-17970-4.

Band 40: Konrad Grampp
Rechnerunterstützung bei Test und
Schulung an Steuerungssoftware von
SMD-Bestücklinien
FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18173-3.

Band 41: Martin Koch
Wissensbasierte Unterstützung der
Angebotsbearbeitung in der
Investitionsgüterindustrie
FAPS, 169 Seiten, 68 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18174-1.

Band 42: Armin Gropp
Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim
Schneiden mit einem gepulsten
Nd:YAG-Laser
LFT, 160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18241-1.

Band 43: Werner Heckel
Optische 3D-Konturerfassung und
on-line Biegewinkelmessung mit
dem Lichtschnittverfahren
LFT, 149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18243-8.

Band 44: Armin Rothhaupt
Modulares Planungssystem zur
Optimierung der Elektronikfertigung
FAPS, 180 Seiten, 101 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18307-8.

Band 45: Bernd Zöllner
Adaptive Diagnose in der
Elektronikproduktion
FAPS, 195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18308-6.

Band 46: Bodo Vormann
Beitrag zur automatisierten
Handhabungsplanung komplexer
Blechbiegeteile
LFT, 126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18345-0.

Band 47: Peter Schnepf
Zielkostenorientierte Montageplanung
FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18397-3.

Band 48: Rainer Klotzbücher
Konzept zur rechnerintegrierten
Materialversorgung in flexiblen
Fertigungssystemen
FAPS, 156 Seiten, 62 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18412-0.

Band 49: Wolfgang Greska
Wissensbasierte Analyse und
Klassifizierung von Blechteilen
LFT, 144 Seiten, 96 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18462-7.

Band 50: Jörg Franke
Integrierte Entwicklung neuer
Produkt- und Produktionstechnologien
für räumliche spritzgegossene
Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18448-1.

Band 51: Franz-Josef Zeller
Sensorplanung und schnelle
Sensorregelung für Industrieroboter
FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18601-8.

Band 52: Michael Solvie
Zeitbehandlung und
Multimedia-Unterstützung in
Feldkommunikationssystemen
FAPS, 200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tab. 1996.
ISBN 3-446-18607-7.

Band 53: Robert Hopperdietzel
Reengineering in der Elektro- und
Elektronikindustrie
FAPS, 180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-070-2.

Band 54: Thomas Rebhahn
Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung
mit Excimerlasern - Systemkomponenten
und Verfahrensoptimierungen
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-075-3.

Band 55: Henning Hanebuth
Laserstrahlhartlöten mit
Zweistrahlschweißtechnik
LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-074-5.

Band 56: Uwe Schönherr
Steuerung und Sensordatenintegration
für flexible Fertigungszellen mit
kooperierenden Robotern
FAPS, 188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-076-1.

Band 57: Stefan Holzer
Berührungslose Formgebung mit
Laserstrahlung
LFT, 162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-079-6.

Band 58: Markus Schultz
Fertigungsqualität beim
3D-Laserstrahlschweißen von
Blechformteilen
LFT, 165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-080-X.

Band 59: Thomas Krebs
Integration elektromechanischer
CA-Anwendungen über einem
STEP-Produktmodell
FAPS, 198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-081-8.

Band 60: Jürgen Sturm
Prozeßintegrierte Qualitätssicherung
in der Elektronikproduktion
FAPS, 167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-082-6.

Band 61: Andreas Brand
Prozesse und Systeme zur Bestückung
räumlicher elektronischer Baugruppen
(3D-MID)
FAPS, 182 Seiten, 100 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-087-7.

Band 62: Michael Kauf
Regelung der Laserstrahlleistung und
der Fokusparameter einer
CO₂-Hochleistungslaseranlage
LFT, 140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-083-4.

Band 63: Peter Steinwasser
Modulares Informationsmanagement
in der integrierten Produkt- und
Prozeßplanung
FAPS, 190 Seiten, 87 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-084-2.

Band 64: Georg Liedl
Integriertes Automatisierungskonzept
für den flexiblen Materialfluß in der
Elektronikproduktion
FAPS, 196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-086-9.

Band 65: Andreas Otto
Transiente Prozesse beim
Laserstrahlschweißen
LFT, 132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-089-3.

Band 66: Wolfgang Blöchl
Erweiterte Informationsbereitstellung
an offenen CNC-Steuerungen zur
Prozeß- und Programoptimierung
FAPS, 168 Seiten, 96 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-091-5.

Band 67: Klaus-Uwe Wolf
Verbesserte Prozeßführung und
Prozeßplanung zur Leistungs- und
Qualitätssteigerung beim
Spulenwickeln
FAPS, 186 Seiten, 125 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-092-3.

Band 68: Frank Backes
Technologieorientierte Bahnplanung
für die 3D-Laserstrahlbearbeitung
LFT, 138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-093-1.

Band 69: Jürgen Kraus
Laserstrahlumformen von Profilen
LFT, 137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-094-X.

Band 70: Norbert Neubauer
Adaptive Strahlführungen für
CO₂-Laseranlagen
LFT, 120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-095-8.

Band 71: Michael Steber
Prozeßoptimierter Betrieb flexibler
Schraubstationen in der
automatisierten Montage
FAPS, 168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-096-6.

Band 72: Markus Pfestorf
Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen
in der Umformtechnik
LFT, 162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-097-4.

Band 73: Volker Franke
Integrierte Planung und Konstruktion
von Werkzeugen für die Biegebearbeitung
LFT, 143 Seiten, 81 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-098-2.

Band 74: Herbert Scheller
Automatisierte Demontagesysteme
und recyclinggerechte Produktgestaltung
elektronischer Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 104 Bilder, 17 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-099-0.

Band 75: Arthur Meißner
Kaltmassivumformung metallischer
Kleinstteile - Werkstoffverhalten,
Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung
LFT, 164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-100-8.

Band 76: Mathias Glasmacher
Prozeß- und Systemtechnik zum
Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-101-6.

Band 77: Michael Schwind
Zerstörungsfreie Ermittlung mechani-
scher Eigenschaften von Feinblechen mit
dem Wirbelstromverfahren
LFT, 124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-102-4.

Band 78: Manfred Gerhard
Qualitätssteigerung in der
Elektronikproduktion durch
Optimierung der Prozeßführung
beim Löten komplexer Baugruppen
FAPS, 179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-103-2.

Band 79: Elke Rauh
Methodische Einbindung der Simulation
in die betrieblichen Planungs- und
Entscheidungsabläufe
FAPS, 192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-104-0.

Band 80: Sorin Niederkorn
Meßeinrichtung zur Untersuchung
der Wirkflächenreibung bei umformtech-
nischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schubert
Regelung der Fokuslage beim Schweißen
mit CO₂-Hochleistungslasern unter
Einsatz von adaptiven Optiken
LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-106-7.

Band 82: Armando Walter Colombo
Development and Implementation of
Hierarchical Control Structures of
Flexible Production Systems Using High
Level Petri Nets
FAPS, 216 Seiten, 86 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-109-1.

Band 83: Otto Meedt
Effizienzsteigerung bei Demontage
und Recycling durch flexible
Demontagetechologien und optimierte
Produktgestaltung
FAPS, 186 Seiten, 103 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-108-3.

Band 84: Knuth Götz
Modelle und effiziente Modellbildung
zur Qualitätssicherung in der
Elektronikproduktion
FAPS, 212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-112-1.

Band 85: Ralf Luchs
Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT FAPS, 176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-113-7.

Band 86: Frank Pöhlau
Entscheidungsgrundlagen zur Einführung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID) FAPS, 144 Seiten, 99 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-114-8.

Band 87: Roland T. A. Kals
Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-115-6.

Band 88: Gerhard Luhn
Implizites Wissen und technisches Handeln am Beispiel der Elektronikproduktion FAPS, 252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-116-4.

Band 89: Axel Sprenger
Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen LFT, 114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-117-2.

Band 90: Hans-Jörg Pucher
Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken und Laserstrahllöten von Mikrokontakten LFT, 158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-119-9.

Band 91: Horst Arnet
Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung LFT, 128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-120-2.

Band 92: Doris Schubart
Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung beim Abtragen mit CO₂-Laserstrahlung LFT, 133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-122-9.

Band 93: Adrianus L. P. Coremans
Laserstrahlsintern von Metallpulver - Prozeßmodellierung, Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper LFT, 184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-124-5.

Band 94: Hans-Martin Biehler
Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-126-1.

Band 95: Wolfgang Becker
Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-127-X.

Band 96: Philipp Hein
Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung LFT, 129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-128-8.

Band 97: Gunter Beitinger
Herstellungs- und Prüfverfahren für
thermoplastische Schaltungsträger
FAPS, 169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-129-6.

Band 98: Jürgen Knoblach
Beitrag zur rechnerunterstützten
verursachungsgerechten
Angebotskalkulation von Blechteilen
mit Hilfe wissensbasierter Methoden
LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-130-X.

Band 99: Frank Breitenbach
Bildverarbeitungssystem zur Erfassung
der Anschlußgeometrie elektronischer
SMT-Bauelemente
LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-131-8.

Band 100: Bernd Falk
Simulationsbasierte
Lebensdauervorhersage für Werkzeuge
der Kaltmassivumformung
LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-136-9.

Band 101: Wolfgang Schlögl
Integriertes Simulationsdaten-Management für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung
FAPS, 169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-137-7.

Band 102: Christian Hinsel
Ermüdungsbruchversagen
hartstoffbeschichteter Werkzeugstähle
in der Kaltmassivumformung
LFT, 130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-138-5.

Band 103: Stefan Bobbert
Simulationsgestützte Prozessauslegung
für das Innenhochdruck-Umformen
von Blechpaaren
LFT, 123 Seiten, 77 Bilder. 2000.
ISBN 3-87525-145-8.

Band 104: Harald Rottbauer
Modulares Planungswerkzeug zum
Produktionsmanagement in der
Elektronikproduktion
FAPS, 166 Seiten, 106 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-139-3.
Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet
zum effizienten Service von
Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-147-4.

Band 105: Thomas Hennige
Flexible Formgebung von Blechen
durch Laserstrahlumformen
LFT, 119 Seiten, 50 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-140-7.

Band 106: Thomas Menzel
Wissensbasierte Methoden für die
rechnergestützte Charakterisierung
und Bewertung innovativer
Fertigungsprozesse
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-142-3.

Band 107: Thomas Stöckel
Kommunikationstechnische Integration
der Prozeßebe in Produktionssysteme
durch Middleware-Frameworks
FAPS, 147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-143-1.

Band 108: Frank Pitter
Verfügbarkeitssteigerung von
Werkzeugmaschinen durch Einsatz
mechatronischer Sensorlösungen
FAPS, 158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-144-X.

Band 109: Markus Korneli
Integration lokaler CAP-Systeme in
einen globalen Fertigungsdatenverbund
FAPS, 121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-146-6.

Band 110: Burkhard Müller
Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern -
Prozeßparameter und Modelle zur
Aktorkonstruktion
LFT, 128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-159-8.

Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet
zum effizienten Service von
Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-147-4.

Band 112: Robert Feuerstein
Qualitäts- und kosteneffiziente Integra-
tion neuer Bauelementetechnologien in
die Flachbaugruppenfertigung
FAPS, 161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-151-2.

Band 113: Marcus Reichenberger
Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten
alternativer Elektroniklote in der
Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-152-0.

Band 114: Alexander Huber
Justieren vormontierter Systeme mit dem
Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren
LFT, 122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-153-9.

Band 115: Sami Krimi
Analyse und Optimierung von Montage-
systemen in der Elektronikproduktion
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-157-1.

Band 116: Marion Merklein
Laserstrahlumformen von
Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung
der Mikrostruktur und
der mechanischen Eigenschaften
LFT, 122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-156-3.

Band 117: Thomas Collisi
Ein informationslogistisches
Architekturkonzept zur Akquisition
simulationsrelevanter Daten
FAPS, 181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-164-4.

Band 118: Markus Koch
Rationalisierung und ergonomische
Optimierung im Innenausbau durch
den Einsatz moderner
Automatisierungstechnik
FAPS, 176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-165-2.

Band 119: Michael Schmidt
Prozeßregelung für das Laserstrahl-
Punktschweißen in der Elektronikpro-
duktion
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-166-0.

Band 120: Nicolas Tiesler
Grundlegende Untersuchungen zum
Fließpressen metallischer Kleinstteile
LFT, 126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-175-X.

Band 121: Lars Pursche
Methoden zur technologieorientierten
Programmierung für
die 3D-Lasermikrobearbeitung
LFT, 111 Seiten, 39 Bilder, 0 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-183-0.

Band 122: Jan-Oliver Brassel
Prozeßkontrolle beim
Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-181-4.

Band 123: Mark Geisel
Prozeßkontrolle und -steuerung beim
Laserstrahlschweißen mit den Methoden
der nichtlinearen Dynamik
LFT, 135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-180-6.

Band 124: Gerd Eßer
Laserstrahlunterstützte Erzeugung
metallischer Leiterstrukturen auf
Thermoplastsubstraten für die
MID-Technik
LFT, 148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-171-7.

Band 125: Marc Fleckenstein
Qualität laserstrahl-gefügter
Mikroverbindungen elektronischer
Kontakte
LFT, 159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-170-9.

Band 126: Stefan Kaufmann
Grundlegende Untersuchungen zum
Nd:YAG- Laserstrahlfügen von Silizium
für Komponenten der Optoelektronik
LFT, 159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-172-5.

Band 127: Thomas Fröhlich
Simultanes Löten von Anschlußkontak-
ten elektronischer Bauelemente mit
Diodenlaserstrahlung
LFT, 143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-186-5.

Band 128: Achim Hofmann
Erweiterung der Formgebungsgrenzen
beim Umformen von
Aluminiumwerkstoffen durch den Ein-
satz prozessangepasster Platinen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-182-2.

Band 129: Ingo Kriebitzsch
3 - D MID Technologie in der
Automobilelektronik
FAPS, 129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-169-5.

Band 130: Thomas Pohl
Fertigungsqualität und Umformbarkeit
laserstrahlgeschweißter Formplatinen
aus Aluminiumlegierungen
LFT, 133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-173-3.

Band 131: Matthias Wenk
Entwicklung eines konfigurierbaren
Steuerungssystems für die flexible
Sensorführung von Industrierobotern
FAPS, 167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-174-1.

Band 132: Matthias Negendanck
Neue Sensorik und Aktorik für
Bearbeitungsköpfe zum
Laserstrahlschweißen
LFT, 116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-184-9.

Band 133: Oliver Kreis
Integrierte Fertigung - Verfahrensin-
tegration durch Innenhochdruck-Umfor-
men, Trennen und Laserstrahlschweißen
in einem Werkzeug sowie ihre tele- und
multimediale Präsentation
LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-176-8.

Band 134: Stefan Trautner
Technische Umsetzung produktbezoge-
ner Instrumente der Umweltpolitik bei
Elektro- und Elektronikgeräten
FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-177-6.

Band 135: Roland Meier
Strategien für einen produktorientierten
Einsatz räumlicher spritzgegossener
Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-178-4.

Band 136: Jürgen Wunderlich
Kostensimulation - Simulationsbasierte
Wirtschaftlichkeitsregelung komplexer
Produktionssysteme
FAPS, 202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-179-2.

Band 137: Stefan Novotny
Innenhochdruck-Umformen von Blechen
aus Aluminium- und Magnesiumlegie-
rungen bei erhöhter Temperatur
LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-185-7.

Band 138: Andreas Licha
Flexible Montageautomatisierung zur
Komplettmontage flächenhafter Produkt-
strukturen durch kooperierende
Industrieroboter
FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-189-X.

Band 139: Michael Eisenbarth
Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und
Verbindungstechnik für mechatronische
Baugruppen
FAPS, 207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-190-3.

Band 140: Frank Christoph
Durchgängige simulationsgestützte
Planung von Fertigungseinrichtungen der
Elektronikproduktion
FAPS, 187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-191-1.

Band 141: Hinnerk Hagenah
Simulationsbasierte Bestimmung der
zu erwartenden Maßhaltigkeit für das
Blechbiegen
LFT, 131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-192-X.

Band 142: Ralf Eckstein
Scherschneiden und Biegen metallischer
Kleinstteile - Materialeinfluss und
Materialverhalten
LFT, 148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-193-8.

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff
Excimerlaserstrahlbiegen dünner
metallischer Folien mit homogener
Lichtlinie
LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-196-2.

Band 144: Andreas Kach
Rechnergestützte Anpassung von
Laserstrahlschneidbahnen
an Bauteilabweichungen
LFT, 139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-197-0.

Band 145: Stefan Hierl
System- und Prozesstechnik für das
simultane Löten mit Diodenlaserstrah-
lung von elektronischen Bauelementen
LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-198-9.

Band 146: Thomas Neudecker
Tribologische Eigenschaften keramischer
Blechumformwerkzeuge- Einfluss einer
Oberflächenendbearbeitung mittels
Excimerlaserstrahlung
LFT, 166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-200-4.

Band 147: Ulrich Wenger
Prozessoptimierung in der Wickeltechnik
durch innovative maschinenbauliche und
regelungstechnische Ansätze
FAPS, 132 Seiten, 88 Bilder, 0 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-203-9.

Band 148: Stefan Slama
Effizienzsteigerung in der Montage durch
marktorientierte Montagestrukturen und
erweiterte Mitarbeiterkompetenz
FAPS, 188 Seiten, 125 Bilder, 0 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-204-7.

Band 149: Thomas Wurm
Laserstrahljustieren mittels Aktoren-Ent-
wicklung von Konzepten und Methoden
für die rechnerunterstützte Modellierung
und Optimierung von komplexen
Aktorsystemen in der Mikrotechnik
LFT, 122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-206-3.

Band 150: Martino Celeghini
Wirkmedienbasierte Blechumformung:
Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss
von Werkstoff und Bauteilgeometrie
LFT, 146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-207-1.

Band 151: Ralph Hohenstein
Entwurf hochdynamischer Sensor- und
Regelsysteme für die adaptive
Laserbearbeitung
LFT, 282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-210-1.

Band 152: Angelika Hutterer
Entwicklung prozessüberwachender
Regelkreise für flexible
Formgebungsprozesse
LFT, 149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-212-8.

Band 153: Emil Egerer
Massivumformen metallischer Kleinst-
teile bei erhöhter Prozesstemperatur
LFT, 158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-213-6.

Band 154: Rüdiger Holzmann
Strategien zur nachhaltigen Optimierung
von Qualität und Zuverlässigkeit in
der Fertigung hochintegrierter
Flachbaugruppen
FAPS, 186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-217-9.

Band 155: Marco Nock
Biegeumformen mit
Elastomerwerkzeugen Modellierung,
Prozessauslegung und Abgrenzung des
Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-218-7.

Band 156: Frank Niebling
Qualifizierung einer Prozesskette zum
Laserstrahlsintern metallischer Bauteile
LFT, 148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-219-5.

Band 157: Markus Meiler
Großserientauglichkeit trockenschmier-
stoffbeschichteter Aluminiumbleche im
Presswerk Grundlegende Untersuchun-
gen zur Tribologie, zum Umformverhal-
ten und Bauteilversuche
LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-221-7.

Band 158: Agus Sutanto
Solution Approaches for Planning of
Assembly Systems in Three-Dimensional
Virtual Environments
FAPS, 169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-220-9.

Band 159: Matthias Boiger
Hochleistungssysteme für die Fertigung
elektronischer Baugruppen auf der Basis
flexibler Schaltungsträger
FAPS, 175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-222-5.

Band 160: Matthias Pitz
Laserunterstütztes Biegen höchstfester
Mehrphasenstähle
LFT, 120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-223-3.

Band 161: Meik Vahl
Beitrag zur gezielten Beeinflussung des
Werkstoffflusses beim Innenhochdruck-
Umformen von Blechen
LFT, 165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-224-1.

Band 162: Peter K. Kraus
Plattformstrategien - Realisierung
einer varianz- und kostenoptimierten
Wertschöpfung
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 0 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-226-8.

Band 163: Adrienn Cser
Laserstrahlschmelzabtrag - Prozessana-
lyse und -modellierung
LFT, 146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-227-6.

Band 164: Markus C. Hahn
Grundlegende Untersuchungen zur
Herstellung von Leichtbauverbundstruk-
turen mit Aluminiumschaumkern
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos
Mechatronische Ansätze zur Optimie-
rung von Vorschubachsen
FAPS, 146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-230-6.

Band 166: Markus Stark
Auslegung und Fertigung hochpräziser
Faser-Kollimator-Arrays
LFT, 158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-231-4.

Band 167: Yurong Zhou
Kollaboratives Engineering Management
in der integrierten virtuellen Entwicklung
der Anlagen für die Elektronikproduktion
FAPS, 156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-232-2.

Band 168: Werner Enser
Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen
FAPS, 190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-233-0.

Band 169: Katrin Melzer
Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle
FAPS, 155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-234-9.

Band 170: Alexander Putz
Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall
LFT, 137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-237-3.

Band 171: Martin Prechtl
Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien - System- und Prozesstechnik
LFT, 154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-238-1.

Band 172: Markus Meidert
Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung von Werkzeugen der Kaltmassivumformung
LFT, 131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-239-X.

Band 173: Bernd Müller
Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile
FAPS, 147 Seiten, 77 Bilder, 0 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-240-3.

Band 174: Alexander Hofmann
Hybrides Laserdurchstrahlsschweißen von Kunststoffen
LFT, 136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-243-9.

Band 175: Peter Wölflick
Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für bleifreie Mechatronik-Anwendungen
FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-246-0.

Band 176: Attila Komlodi
Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods
LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-248-4.

Band 177: Uwe Popp
Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren von Kaltmassivumformwerkzeugen
LFT, 140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-249-1.

Band 178: Veit Rückel
Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung Für kooperierende Industrieroboter
FAPS, 148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-250-7.

Band 179: Manfred Dirscherl
Nicht-thermische Mikrojustiertechnik mittels ultrakurzer Laserpulse
LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-251-4.

Band 180: Yong Zhuo
Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-253-8.

Band 181: Stefan Lang
Durchgängige Mitarbeiterinformation zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Produktion
FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-257-6.

Band 182: Hans-Joachim Krauß
Laserstrahlinduzierte Pyrolyse präkeramischer Polymere
LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-258-3.

Band 183: Stefan Junker
Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Bestückung permanent erregter Läufer mit oberflächenmontierten Dauermagneten
FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-259-0.

Band 184: Rainer Kohlbauer
Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechumformprozesse
LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-260-6.

Band 185: Klaus Lamprecht
Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßgeschneiderter Halbzeuge
LFT, 137 Seiten, 81 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-265-1.

Band 186: Bernd Zolleiß
Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatronischer Baugruppen
FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-266-8.

Band 187: Michael Kerausch
Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter Aluminiumplatten
LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-267-5.

Band 188: Matthias Weber
Unterstützung der Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme
FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-269-9.

Band 189: Thomas Frick
Untersuchung der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-268-2.

Band 190: Joachim Hecht
Werkstoffcharakterisierung und
Prozessauslegung für die wirkmedienba-
sierte Doppelblech-Umformung von
Magnesiumlegierungen
LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-270-5.

Band 191: Ralf Völkl
Stochastische Simulation zur Werkzeug-
lebensdaueroptimierung und Präzisions-
fertigung in der Kaltmassivumformung
LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-272-9.

Band 192: Massimo Tolazzi
Innenhochdruck-Umformen verstärkter
Blech-Rahmenstrukturen
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-273-6.

Band 193: Cornelia Hoff
Untersuchung der Prozesseinflussgrößen
beim Presshärten des höchstfesten
Vergütungsstahls 22MnB5
LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-275-0.

Band 194: Christian Alvarez
Simulationsgestützte Methoden zur
effizienten Gestaltung von Lötprozessen
in der Elektronikproduktion
FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-277-4.

Band 195: Andreas Kunze
Automatisierte Montage von makrome-
chatronischen Modulen zur flexiblen
Integration in hybride
Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-278-1.

Band 196: Wolfgang Hußnätter
Grundlegende Untersuchungen zur
experimentellen Ermittlung und zur
Modellierung von Fließortkurven bei
erhöhten Temperaturen
LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-279-8.

Band 197: Thomas Bigl
Entwicklung, angepasste Herstellungs-
verfahren und erweiterte Qualitätssiche-
rung von einatzgerechten elektroni-
schen Baugruppen
FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-280-4.

Band 198: Stephan Roth
Grundlegende Untersuchungen zum
Excimerlaserstrahl-Abtragen unter
Flüssigkeitsfilmen
LFT, 113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-281-1.

Band 199: Artur Giera
Prozesstechnische Untersuchungen
zum Rührreibschweißen metallischer
Werkstoffe
LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-282-8.

Band 200: Jürgen Lechler
Beschreibung und Modellierung
des Werkstoffverhaltens von
presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-286-6.

Band 201: Andreas Blankl
Untersuchungen zur Erhöhung der
Prozessrobustheit bei der Innenhoch-
druck-Umformung von flächigen Halb-
zeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten
Laserstrahlfügeoperationen
LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-287-3.

Band 202: Andreas Schaller
Modellierung eines nachfrageorientierten
Produktionskonzeptes für mobile
Telekommunikationsgeräte
FAPS, 120 Seiten, 79 Bilder, 0 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-289-7.

Band 203: Claudius Schimpf
Optimierung von Zuverlässigkeitsunter-
suchungen, Prüfabläufen und Nachar-
beitsprozessen in der Elektronikproduk-
tion
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich
Sensoriken zur Schwerpunktlagebestim-
mung der optischen Prozessemissionen
beim Laserstrahl-tiefschweißen
LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-292-7.

Band 205: Wolfgang Wolf
Entwicklung eines agentenbasierten
Steuerungssystems zur
Materialflussorganisation im
wandelbaren Produktionsumfeld
FAPS, 167 Seiten, 98 Bilder. 2009.
ISBN 978-3-87525-293-4.

Band 206: Steffen Polster
Laserdurchstrahl-schweißen
transparenter Polymerbauteile
LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-294-1.

Band 207: Stephan Manuel Dörfler
Rührreibschweißen von walzplattiertem
Halbzeug und Aluminiumblech zur
Herstellung flächiger Aluminiumschaum-
Sandwich-Verbundstrukturen
LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-295-8.

Band 208: Uwe Vogt
Seriennahe Auslegung von Aluminium
Tailored Heat Treated Blanks
LFT, 151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-296-5.

Band 209: Till Laumann
Qualitative und quantitative Bewertung
der Crashtauglichkeit von höchstfesten
Stählen
LFT, 117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-299-6.

Band 210: Alexander Diehl
Größeneffekte bei Biegeprozessen-
Entwicklung einer Methodik zur
Identifikation und Quantifizierung
LFT, 180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-302-3.

Band 211: Detlev Staud
Effiziente Prozesskettenauslegung für das
Umformen lokal wärmebehandelter und
geschweißter Aluminiumbleche
LFT, 164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-303-0.

Band 212: Jens Ackermann
Prozesssicherung beim Laserdurchstrahl-
schweißen thermoplastischer Kunststoffe
LPT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-305-4.

Band 213: Stephan Weidel
Grundlegende Untersuchungen zum
Kontaktzustand zwischen Werkstück
und Werkzeug bei umformtechnischen
Prozessen unter tribologischen
Gesichtspunkten
LFT, 144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-307-8.

Band 214: Stefan Geißdörfer
Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation
LFT, 133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-308-5.

Band 215: Christian Matzner
Konzeption produktspezifischer Lösungen zur Robustheitssteigerung elektronischer Systeme gegen die Einwirkung von Betauung im Automobil
FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-309-2.

Band 216: Florian Schüßler
Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und miniaturisierte elektronische Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-310-8.

Band 217: Massimo Cojutti
Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren
LFT, 125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-312-2.

Band 218: Raoul Plettke
Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren
LFT, 152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-315-3.

Band 219: Andreas Dobroschke
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte
FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-317-7.

Band 220: Azhar Zam
Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery
LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-318-4.

Band 221: Michael Rösch
Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion
FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-319-1.

Band 222: Thomas Rechtenwald
Quasi-isothermes Laserstrahlsintern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK
LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-320-7.

Band 223: Daniel Craiovan
Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern
FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-324-5.

Band 224: Kay Wagner
Beanspruchungsangepasste
Kaltmassivumformwerkzeuge durch
lokal optimierte Werkzeugoberflächen
LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-325-2.

Band 225: Martin Brandhuber
Verbesserung der Prognosegüte des Ver-
sagens von Punktschweißverbindungen
bei höchstfesten Stahlgüten
LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuser
Ein Ansatz zur Herstellung von
pressgehärteten Karosseriekomponenten
mit maßgeschneiderten mechanischen
Eigenschaften: Temperierte Umform-
werkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimu-
lation und funktionale Untersuchung
LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-328-3.

Band 227: Murat Arbak
Material Adapted Design of Cold Forging
Tools Exemplified by Powder
Metallurgical Tool Steels and Ceramics
LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-330-6.

Band 228: Indra Pitz
Beschleunigte Simulation des
Laserstrahlumformens von
Aluminiumblechen
LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-333-7.

Band 229: Alexander Grimm
Prozessanalyse und -überwachung des
Laserstrahlhartlötens mittels optischer
Sensorik
LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-334-4.

Band 230: Markus Kupper
Biegen von höhenfesten Stahlblechwerk-
stoffen - Umformverhalten und Grenzen
der Biegebarkeit
LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-339-9.

Band 231: Thomas Kroiß
Modellbasierte Prozessauslegung für
die Kaltmassivumformung unter
Brücksichtigung der Werkzeug- und
Pressenauffederung
LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-341-2.

Band 232: Christian Goth
Analyse und Optimierung der Entwick-
lung und Zuverlässigkeit räumlicher
Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-340-5.

Band 233: Christian Ziegler
Ganzheitliche Automatisierung
mechatronischer Systeme in der Medizin
am Beispiel Strahlentherapie
FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-342-9.

Band 234: Florian Albert
Automatisiertes Laserstrahllöten
und -reparaturlöten elektronischer
Baugruppen
LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-344-3.

Band 235: Thomas Stöhr
Analyse und Beschreibung des
mechanischen Werkstoffverhaltens
von presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-346-7.

Band 236: Christian Kägeler
Prozessdynamik beim
Laserstrahlschweißen verzinkter
Stahlbleche im Überlappstoß
LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-347-4.

Band 237: Andreas Sulzberger
Seriennahe Auslegung der Prozesskette
zur wärmeunterstützten Umformung
von Aluminiumblechwerkstoffen
LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-349-8.

Band 238: Simon Opel
Herstellung prozessangepasster
Halbzeuge mit variabler Blechdicke
durch die Anwendung von Verfahren
der Blechmassivumformung
LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-350-4.

Band 239: Rajesh Kanawade
In-vivo Monitoring of Epithelium
Vessel and Capillary Density for the
Application of Detection of Clinical
Shock and Early Signs of Cancer Develop-
ment
LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-351-1.

Band 240: Stephan Busse
Entwicklung und Qualifizierung eines
Schneidclinchverfahrens
LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-352-8.

Band 241: Karl-Heinz Leitz
Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz
und ultrakurz gepulster Laserstrahlung
LPT, 154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-355-9.

Band 242: Markus Michl
Webbasierte Ansätze zur ganzheitlichen
technischen Diagnose
FAPS, 182 Seiten, 62 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-356-6.

Band 243: Vera Sturm
Einfluss von Chargenschwankungen
auf die Verarbeitungsgrenzen von
Stahlwerkstoffen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-357-3.

Band 244: Christian Neudel
Mikrostrukturelle und mechanisch-technologische Eigenschaften widerstandspunktgeschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau
LFT, 178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-358-0.

Band 245: Anja Neumann
Konzept zur Beherrschung der Prozessschwankungen im Presswerk
LFT, 162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-360-3.

Band 246: Ulf-Hermann Quentin
Laserbasierte Nanostrukturierung mit optisch positionierten Mikrolinsen
LPT, 137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-361-0.

Band 247: Erik Lamprecht
Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen
FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-362-7.

Band 248: Sebastian Rösel
Wirkmedienbasierte Umformung von Blechhalbzeugen unter Anwendung magnetorheologischer Flüssigkeiten als kombiniertes Wirk- und Dichtmedium
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-363-4.

Band 249: Paul Hippchen
Simulative Prognose der Geometrie indirekt pressgehärteter Karosseriebauteile für die industrielle Anwendung
LFT, 163 Seiten, 89 Bilder, 12 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-364-1.

Band 250: Martin Zubeil
Versagensprognose bei der Prozesssimulation von Biegeumform- und Falzverfahren
LFT, 171 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-365-8.

Band 251: Alexander Kühl
Flexible Automatisierung der Statorenmontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik
FAPS, 142 Seiten, 60 Bilder, 26 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-367-2.

Band 252: Thomas Albrecht
Optimierte Fertigungstechnologien für Rotoren getriebeintegrierter PM-Synchronmotoren von Hybridfahrzeugen
FAPS, 198 Seiten, 130 Bilder, 38 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-368-9.

Band 253: Florian Risch
Planning and Production Concepts for Contactless Power Transfer Systems for Electric Vehicles
FAPS, 185 Seiten, 125 Bilder, 13 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-369-6.

Band 254: Markus Weigl
Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen
LPT, 184 Seiten, 110 Bilder, 6 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-370-2.

Band 255: Johannes Noneder
Beanspruchungserfassung für die Validierung von FE-Modellen zur Auslegung von Massivumformwerkzeugen
LFT, 161 Seiten, 65 Bilder, 14 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-371-9.

Band 256: Andreas Reinhardt
Ressourceneffiziente Prozess- und Produktionstechnologie für flexible Schaltungsträger
FAPS, 123 Seiten, 69 Bilder, 19 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-373-3.

Band 257: Tobias Schmuck
Ein Beitrag zur effizienten Gestaltung globaler Produktions- und Logistiknetzwerke mittels Simulation
FAPS, 151 Seiten, 74 Bilder. 2014.
ISBN 978-3-87525-374-0.

Band 258: Bernd Eichenhüller
Untersuchungen der Effekte und Wechselwirkungen charakteristischer Einflussgrößen auf das Umformverhalten bei Mikroumformprozessen
LFT, 127 Seiten, 29 Bilder, 9 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-375-7.

Band 259: Felix Lütteke
Vielseitiges autonomes Transportsystem basierend auf Weltmodellerstellung mittels Datenfusion von Deckenkameras und Fahrzeugsensoren
FAPS, 152 Seiten, 54 Bilder, 20 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-376-4.

Band 260: Martin Grüner
Hochdruck-Blechumformung mit formlos festen Stoffen als Wirkmedium
LFT, 144 Seiten, 66 Bilder, 29 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-379-5.

Band 261: Christian Brock
Analyse und Regelung des Laserstrahl-tiefschweißprozesses durch Detektion der Metaldampffackelposition
LPT, 126 Seiten, 65 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-380-1.

Band 262: Peter Vatter
Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode
LFT, 145 Seiten, 57 Bilder, 26 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-381-8.

Band 263: Florian Klämpfl
Planung von Laserbestrahlungen durch simulationsbasierte Optimierung
LPT, 169 Seiten, 78 Bilder, 32 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-384-9.

Band 264: Matthias Domke
Transiente physikalische Mechanismen
bei der Laserablation von dünnen
Metallschichten
LPT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-385-6.

Band 265: Johannes Götz
Community-basierte Optimierung des
Anlagenengineerings
FAPS, 177 Seiten, 80 Bilder, 30 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-386-3.

Band 266: Hung Nguyen
Qualifizierung des Potentials von
Verfestigungseffekten zur Erweiterung
des Umformvermögens aushärtbarer
Aluminiumlegierungen
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert
Erweiterung und Verbesserung von Ver-
suchs- und Auswertetechniken für die
Bestimmung von Grenzformänderungs-
kurven
LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-388-7.

Band 268: Kathleen Klaus
Erstellung eines Werkstofforientierten
Fertigungsprozessfensters zur Steigerung
des Formgebungsvermögens von Alumi-
niumlegierungen unter Anwendung einer
zwischeneschalteten Wärmebehandlung
LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-391-7.

Band 269: Thomas Svec
Untersuchungen zur Herstellung von
funktionsoptimierten Bauteilen im
partiellen Presshärtprozess mittels lokal
unterschiedlich temperierter Werkzeuge
LFT, 166 Seiten, 87 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-392-4.

Band 270: Tobias Schrader
Grundlegende Untersuchungen zur
Verschleißcharakterisierung beschichte-
ter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela
Untersuchung von Magnetfeld-Messme-
thoden zur ganzheitlichen Wertschöp-
fungsoptimierung und Fehlerdetektion
an magnetischen Aktoren
FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-394-8.

Band 272: Michael Wieland
Entwicklung einer Methode zur Prognose
adhäsiven Verschleißes an Werkzeugen
für das direkte Presshärten
LFT, 156 Seiten, 84 Bilder, 9 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-395-5.

Band 273: René Schramm
Strukturierte additive Metallisierung
durch kaltaktives
Atmosphärendruckplasma
FAPS, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-396-2.

Band 274: Michael Lechner
Herstellung beanspruchungsangepasster
Aluminiumblechhalbzeuge durch
eine maßgeschneiderte Variation der
Abkühlgeschwindigkeit nach
Lösungsglühen
LFT, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-397-9.

Band 275: Kolja Andreas
Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit
auf das Werkzeugeinsatzverhalten beim
Kaltfließpressen
LFT, 169 Seiten, 76 Bilder, 4 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-398-6.

Band 276: Marcus Baum
Laser Consolidation of ITO Nanoparticles
for the Generation of Thin Conductive
Layers on Transparent Substrates
LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-399-3.

Band 277: Thomas Schneider
Umformtechnische Herstellung
dünnwandiger Funktionsbauteile
aus Feinblech durch Verfahren der
Blechmassivumformung
LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-401-3.

Band 278: Jochen Merhof
Sematische Modellierung automatisierter
Produktionssysteme zur Verbesserung
der IT-Integration zwischen Anlagen-
Engineering und Steuerungsebene
FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-402-0.

Band 279: Fabian Zöller
Erarbeitung von Grundlagen zur
Abbildung des tribologischen Systems
in der Umformsimulation
LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-403-7.

Band 280: Christian Hezler
Einsatz technologischer Versuche zur
Erweiterung der Versagensvorhersage
bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten
Stählen
LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-404-4.

Band 281: Jochen Bönig
Integration des Systemverhaltens von
Automobil-Hochvoltleitungen in die
virtuelle Absicherung durch
strukturmechanische Simulation
FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-405-1.

Band 282: Johannes Kohl
Automatisierte Datenerfassung für disk-
ret ereignisorientierte Simulationen in
der energieflexiblen Fabrik
FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-406-8.

Band 283: Peter Bechtold
Mikroschockwellenumformung mittels
ultrakurzer Laserpulse
LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-407-5.

Band 284: Stefan Berger
Laserstrahlschweißen thermoplastischer
Kohlenstoffaserverbundwerkstoffe mit
spezifischem Zusatzdraht
LFT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-408-2.

Band 285: Martin Bornschlegl
Methods-Energy Measurement - Eine
Methode zur Energieplanung für
Fügeverfahren im Karosseriebau
FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-409-9.

Band 286: Tobias Rackow
Erweiterung des Unternehmenscontrol-
lings um die Dimension Energie
FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-410-5.

Band 287: Johannes Koch
Grundlegende Untersuchungen zur
Herstellung zyklisch-symmetrischer
Bauteile mit Nebenformelementen durch
Blechmassivumformung
LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-411-2.

Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann
Beitrag zur Untersuchung der
tribologischen Bedingungen in der
Blechmassivumformung - Bereitstellung
von tribologischen Modellversuchen und
Realisierung von Tailored Surfaces
LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-412-9.

Band 289: Thomas Senner
Methodik zur virtuellen Absicherung
der formgebenden Operation des
Nasspressprozesses von
Gelege-Mehrschichtverbunden
LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-414-3.

Band 290: Sven Kreitlein
Der grundoperationsspezifische
Mindestenergiebedarf als Referenzwert
zur Bewertung der Energieeffizienz in
der Produktion
FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-415-0.

Band 291: Christian Roos
Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter
Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie
LFT, 123 Seiten, 52 Bilder, 0 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-416-7.

Band 292: Alexander Kahrmanidis
Thermisch unterstützte Umformung von
Aluminiumblechen
LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-417-4.

Band 293: Jan Tremel
Flexible Systems for Permanent
Magnet Assembly and Magnetic Rotor
Measurement / Flexible Systeme zur
Montage von Permanentmagneten und
zur Messung magnetischer Rotoren
FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-419-8.

Band 294: Ioannis Tsoupis
Schädigungs- und Versagensverhalten
hochfester Leichtbauwerkstoffe unter
Biegebeanspruchung
LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-420-4.

Band 295: Sven Hildering
Grundlegende Untersuchungen zum
Prozessverhalten von Silizium als
Werkzeugwerkstoff für das
Mikroscherschneiden metallischer Folien
LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-422-8.

Band 296: Sasia Mareike Hertweck
Zeitliche Pulsformung in der
Lasermikromaterialbearbeitung –
Grundlegende Untersuchungen und
Anwendungen
LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-423-5.

Band 297: Paryanto
Mechatronic Simulation Approach for
the Process Planning of Energy-Efficient
Handling Systems
FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-424-2.

Band 298: Peer Stenzel
Großserientaugliche Nadelwickeltechnik
für verteilte Wicklungen im
Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe
FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-425-9.

Band 299: Mario Lušić
Ein Vorgehensmodell zur Erstellung
montageführender Werkerinformations-
systeme simultan zum
Produktentstehungsprozess
FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-426-6.

Band 300: Arnd Buschhaus
Hochpräzise adaptive Steuerung und
Regelung robotergeführter Prozesse
FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-427-3.

Band 301: Tobias Laumer
Erzeugung von thermoplastischen
Werkstoffverbunden mittels simultanem,
intensitätsselektivem
Laserstrahlschmelzen
LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, 0 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-428-0.

Band 302: Nora Unger
Untersuchung einer thermisch unter-
stützten Fertigungskette zur Herstellung
umgeformter Bauteile aus der höherfes-
ten Aluminiumlegierung EN AW-7020
LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-429-7.

Band 303: Tommaso Stellin
Design of Manufacturing Processes for
the Cold Bulk Forming of Small Metal
Components from Metal Strip
LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-430-3.

Band 304: Bassim Bachy
Experimental Investigation, Modeling,
Simulation and Optimization of Molded
Interconnect Devices (MID) Based on
Laser Direct Structuring (LDS) / Experi-
mentelle Untersuchung, Modellierung,
Simulation und Optimierung von Molded
Interconnect Devices (MID) basierend
auf Laser Direktstrukturierung (LDS)
FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-431-0.

Band 305: Michael Spahr
Automatisierte Kontaktierungsverfahren
für flachleiterbasierte
Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-432-7.

Band 306: Sebastian Suttner
Charakterisierung und Modellierung
des spannungszustandsabhängigen
Werkstoffverhaltens der Magnesium-
legierung AZ31B für die numerische
Prozessauslegung
LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-433-4.

Band 307: Bhargav Potdar
A reliable methodology to deduce
thermo-mechanical flow behaviour of
hot stamping steels
LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-436-5.

Band 308: Maria Löffler
Steuerung von Blechmassivumformpro-
zessen durch maßgeschneiderte
tribologische Systeme
LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-133-1.

Band 309: Martin Müller
Untersuchung des kombinierten Trenn-
und Umformprozesses beim Fügen art-
ungleicher Werkstoffe mittels
Schneidlinchverfahren
LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab.
2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.

Band 310: Christopher Kästle
Qualifizierung der Kupfer-Drahtbond-
technologie für integrierte Leistungs-
module in harschen Umgebungs-
bedingungen
FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-145-4.

Band 311: Daniel Vipavc
Eine Simulationsmethode für das
3-Rollen-Schubbiegen
LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-147-8.

Band 312: Christina Ramer
Arbeitsraumüberwachung und autonome
Bahnplanung für ein sicheres und
flexibles Roboter-Assistenzsystem
in der Fertigung
FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-153-9.

Band 313: Miriam Rauer
Der Einfluss von Poren auf die
Zuverlässigkeit der Lötverbindungen
von Hochleistungs-Leuchtdioden
FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-157-7.

Band 314: Felix Tenner
Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche
LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-160-7.

Band 315: Aarief Syed-Khaja
Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics
FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab.
2018. ISBN 978-3-87525-162-1.

Band 316: Adam Schaub
Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung
LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-166-9.

Band 317: Daniel Gröbel
Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung
LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-168-3.

Band 318: Philipp Hildenbrand
Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess
LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-174-4.

Band 319: Tobias Konrad
Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserierohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen
LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-176-8.

Band 320: David Meinel
Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge
FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-184-3.

Band 321: Andrea Zimmermann
Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile
LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-190-4.

Band 322: Christoph Amann
Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden
LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-194-2.

Band 323: Jennifer Tenner
Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeuoberflächen
LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-196-6.

Band 324: Susan Zöller
Mapping Individual Subjective Values to Product Design
KTmfk, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-202-4.

Band 325: Stefan Lutz
Erarbeitung einer Methodik zur
semiempirischen Ermittlung der
Umwandlungskinetik durchhärtender
Wälzlagerstähle für die Wärme-
behandlungssimulation
LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-209-3.

Band 326: Tobias Gnibl
Modellbasierte Prozesskettenabbildung
rührreibgeschweißter Aluminium-
halbzeuge zur umformtechnischen
Herstellung höchstfester Leichtbau-
strukturteile
LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-217-8.

Band 327: Johannes Bürner
Technisch-wirtschaftliche Optionen zur
Lastflexibilisierung durch intelligente
elektrische Wärmespeicher
FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-219-2.

Band 328: Wolfgang Böhm
Verbesserung des Umformverhaltens von
mehrlagigen Aluminiumblechwerk-
stoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge
LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer
Grundsatzuntersuchungen, mathemati-
sche Modellierung und Ableitung einer
Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe
nach dem Spinnenbeinprinzip
LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-229-1.

Band 330: Stephan Rapp
Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung
transienter optischer Materialeigen-
schaften bei der Ultrakurzpuls-Laser-
materialbearbeitung
LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-235-2.

Band 331: Michael Scholz
Intralogistics Execution System mit
integrierten autonomen, servicebasierten
Transportentitäten
FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-237-6.

Band 332: Eva Bogner
Strategien der Produktindividualisierung
in der produzierenden Industrie im Kon-
text der Digitalisierung
FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-246-8.

Band 333: Daniel Benjamin Krüger
Ein Ansatz zur CAD-integrierten
muskuloskeletalen Analyse der Mensch-
Maschine-Interaktion
KTmfk, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-250-5.

Band 334: Thomas Kuhn
Qualität und Zuverlässigkeit laserdirekt-
strukturierter mechatronisch integrierter
Baugruppen (LDS-MID)
FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-252-9.

Band 335: Hans Fleischmann
Modellbasierte Zustands- und Prozess-
überwachung auf Basis sozio-cyber-phy-
sischer Systeme
FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-256-7.

Band 336: Markus Michalski
Grundlegende Untersuchungen zum
Prozess- und Werkstoffverhalten bei
schwingungsüberlagerter Umformung
LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-270-3.

Abstract

The superposition of mechanical tool vibrations with frequencies in the ultrasonic range is an approach that enables a considerable reduction of forming forces. So far, however, the incomplete understanding of the detailed process behaviour constrains the technologies broad industrial application.

The central purposes of this thesis are the identification of responsible mechanisms for the phenomenon of vibration-based softening and the investigation of the ultrasonic influence on material forming limits. Metallic materials of four different classes are tested: martensitic stainless steel X17CrNi16-2, mild steel S235JR, wrought aluminium AW-6082 T6 and cast aluminium AC-43400.

Apart from the known effect of vibration-induced force reduction, substantial specimen heating was recorded in a fundamental process analysis. In addition, a strongly altered forming behaviour was observed. Thermal softening and material-related influences have been identified as crucial mechanisms regarding force reduction. With respect to the forming limits of metallic materials under the influence of ultrasonic vibration, a significant reduction was found for all investigated materials.

For the practical application of the technology, this implies potentials concerning reduced tool and workpiece loading as well as a more flexible press selection. This applies in particular to less critical forming operations regarding material failure.

Die mechanische Schwingungsüberlagerung mit Frequenzen im Ultraschallbereich ist ein bekannter Ansatz zur Reduzierung der Umformkraft. Bisher stellt das mangelnde detaillierte Prozessverständnis jedoch ein Hemmnis für die breite industrielle Anwendung der Technologie dar.

Die Untersuchungsschwerpunkte dieser Arbeit liegen in der Identifikation verantwortlicher Wirkmechanismen für das Phänomen der schwingungsbedingten Kraftreduzierung und der Analyse des Schwingungseinflusses auf das Formänderungsvermögen metallischer Werkstoffe. Untersucht werden vier Werkstoffe aus unterschiedlichen Klassen: der martensitische Edelstahl X17CrNi16-2, der Baustahl S235JR, die Aluminiumknetlegierung AW-6082 T6 und die Aluminiumgusslegierung AC-43400.

Eine grundlegende Prozessanalyse belegt, dass bei Schwingungsüberlagerung neben der Kraftreduzierung eine signifikante Probenerwärmung auftritt. Zudem wurde ein stark verändertes Umformverhalten festgestellt. Als maßgebliche Mechanismen für die Kraftreduzierung konnten die thermische Entfestigung und werkstoffseitige Einflüsse identifiziert werden. Hinsichtlich des Formänderungsvermögens wurde bei Ultraschallüberlagerung werkstoffunabhängig eine deutliche Reduzierung nachgewiesen. Insbesondere bei versagensunkritischen Umformvorgängen bietet der Einsatz der Technologie demnach beträchtliche Potenziale in Bezug auf eine reduzierte Werkzeug- und Bauteilbelastung sowie eine flexiblere Anlagenauswahl.

