

FAU Studien aus dem Maschinenbau 423

Uwe Leicht

Ultraschallüberlagertes Umformen
und Verstemmen von Stahlwerkstoffen

Uwe Leicht

Ultraschallüberlagertes Umformen und
Verstemmen von Stahlwerkstoffen

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 423

Herausgeber/-innen:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp

Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Prof. Dr.-Ing. Sebastian Müller

Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Uwe Leicht

Ultraschallüberlagertes Umformen und Verstemmen von Stahlwerkstoffen

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

Erlangen
FAU University Press
2023

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

Leicht, Uwe. 2023. *Ultraschallüberlagertes Umformen und Verstemmen von Stahlwerkstoffen*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 423. Erlangen: FAU University Press. DOI: 10.25593/978-3-96147-644-2.

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: 978-3-96147-643-5 (Druckausgabe)
eISBN: 978-3-96147-644-2 (Online-Ausgabe)
ISSN: 2625-9974
DOI: 10.25593/978-3-96147-644-2

Ultraschallüberlagertes Umformen und Verstemmen von Stahlwerkstoffen

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

zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Uwe Leicht, M.Sc.

aus Stuttgart, Bad Cannstatt

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

Tag der mündlichen

Prüfung: 21.07.2022

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein,
Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Industriepromotionszeit bei der zentralen Forschung und Vorausbildung der Robert Bosch GmbH in der Abteilung Fügetechnik. Die wesentlichen Aspekte der Arbeit wurden innerhalb des von dem Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) geförderten Verbundprojekts 'Ultracaulk' erarbeitet. Für die Unterstützung des BMBF möchte ich mich herzlich bedanken.

Stellvertretend für die Robert Bosch GmbH danke ich Herrn Dr.-Ing. Godhard Schmitz und Herrn Dr.-Ing. Friedhelm Günter für die Überlassung der Themenstellung sowie für das mir entgegengebrachte Vertrauen bei der Durchführung der Arbeit.

Mein besonderer Dank gilt der Ordinaria des Lehrstuhls für Fertigungstechnologie (LFT) in Erlangen, Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein, für die fachliche Begleitung und wissenschaftliche Betreuung der Arbeit. Zudem möchte ich mich für die bereitwillige Übernahme des Koreferats bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche, Leiter des Instituts für Produktionstechnik und Umformmaschinen an der technischen Universität Darmstadt, bedanken.

Herrn Dr.-Ing. Sebastian Engler und Herrn Dr. rer. nat. Dipl.-Ing. Elmar Kroner danke ich für die stete Unterstützung und die konstruktiven Diskussionen, deren Impulse maßgeblich zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben.

Die Umsetzung eines Promotionsvorhabens ist ohne die wohlwollende Unterstützung des kollegialen Umfelds nicht möglich. Ich bedanke mich daher herzlich bei den Kollegen der Robert Bosch GmbH (CR/APJ) für das hilfsbereite und freundschaftliche Umfeld sowie bei den wissenschaftlichen Lehrstuhlmitarbeitern, die mich in meiner Promotionszeit begleitet haben. Insbesondere gilt dies für Herrn Dr.-Ing. Udo Hartel und Herrn Dr.-Ing. Markus Michalski für fachliche Diskussionen, die wesentlich zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben. Ebenso haben die Arbeiten meiner Praktikanten und Abschlussarbeiter einen wichtigen fachlichen Beitrag durch Versuchsdurchführungen und Simulationen geleistet.

Schließlich gebührt ein besonders herzlicher Dank meiner Familie und meinen Freunden für die stetige und uneingeschränkte Unterstützung bei allen Entscheidungen und Stationen auf meinem bisherigen Lebensweg.

Inhaltsverzeichnis

	Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis	vii
1	Einleitung und Motivation	1
2	Grundlagen und Stand der Technik.....	3
	2.1 Verstemmen	3
	2.2 Ultraschall	6
	2.2.1 Grundlagen und Definition von Ultraschall	6
	2.2.2 Ultraschalleffekte	8
	2.2.3 Ultraschallüberlagerte Fügeprozesse	16
	2.2.4 Ultraschallunterstützte Umformprozesse.....	17
	2.3 Messung hochfrequenter Kräfte.....	18
	2.4 Zusammenfassende Bewertung	19
3	Zielsetzung und Aufbau der Arbeit	23
4	Peripherie, Systemtechnik, Prüfverfahren und Werkstoffe ...	25
	4.1 Verwendete externe Systemtechnik.....	25
	4.1.1 Ultraschallschwingsystem.....	25
	4.1.2 Optisches Wegmesssystem.....	26
	4.1.3 Temperaturmessung.....	27
	4.1.4 Hochgeschwindigkeitskamera.....	27
	4.1.5 Druckprüfmaschine.....	28
	4.2 Probenwerkstoff.....	28
	4.3 Signalauswertung und Darstellung der Ergebnisse	30
	4.4 Probencharakterisierung	30
	4.4.1 Schlifferstellung	31
	4.4.2 Lichtmikroskopie.....	32
	4.4.3 Konfokalmikroskop	32
	4.4.4 Instrumentierte Eindringprüfung.....	32
	4.5 Prozesssimulation.....	33
5	Prozessauslegung.....	35
	5.1 Auslegung Umformstempel.....	35
	5.2 Probenkörpergeometrie	38
	5.3 Konzipierung Fügestelle.....	39
	5.4 Entwicklung Probenspannsystem.....	40

5.5	Kraftmessung im hochfrequenten Bereich.....	41
5.5.1	Positionierung des Kraftaufnehmers.....	42
5.5.2	Schwingungsoptimierung des Versuchsaufbaus.....	43
5.5.3	Übertragungsfunktion.....	47
5.6	Versuchsaufbau und Qualifizierung Systemtechnik.....	53
5.7	Zusammenfassung.....	55
6	Numerische Prozesssimulation.....	57
6.1	Aufbau und Eigenschaften des Simulationsmodells.....	57
6.2	Randbedingungen.....	58
6.3	Elementierung und Vernetzung.....	60
6.4	Werkstoffkenndaten.....	61
6.5	Validierung Simulationsmodell.....	62
6.6	Zusammenfassung.....	65
7	Ultraschallunterstützte Blindverstemmung.....	67
7.1	Direkte Ultraschalleinleitung.....	67
7.2	Indirekte Ultraschalleinleitung.....	73
7.3	Untersuchung ultraschallbedingter Einflüsse.....	82
7.3.1	Tribologischer Einfluss.....	83
7.3.2	Thermischer Einfluss.....	90
7.3.3	Werkstoffseitiger Einfluss.....	98
7.3.4	Dynamischer Einfluss.....	102
7.4	Bewertung ultraschallbedingter Einflüsse.....	109
8	Ultraschallverstemmen.....	115
8.1	Indirekte Ultraschalleinleitung.....	115
8.2	Untersuchung ultraschallbedingter Einflüsse.....	122
8.2.1	Tribologischer Einfluss.....	122
8.2.2	Thermischer Einfluss.....	125
8.2.3	Werkstoffseitiger Einfluss.....	127
8.2.4	Dynamischer Einfluss.....	129
8.3	Bewertung ultraschallbedingter Einflüsse.....	135
8.4	Verbindungsfestigkeit.....	139
8.4.1	Dichtheitsprüfung.....	140
8.4.2	Statische Auspresskraft.....	141
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	145
10	Summary and future work.....	149
	Literaturverzeichnis.....	163

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Beschreibung</i>
a	μm	Elementkantenlänge
b	μm	Verstewmwulstbreite
c	m/s	Schallgeschwindigkeit
c_p	$\text{J}/(\text{kg K})$	Spezifische Wärmekapazität
d	mm	Bohrungsdurchmesser
d_B	mm	Berstdruckdurchmesser
d_S	mm	Stiftdurchmesser
e	kg/s	Dämpfungs-konstante
f	kHz	Frequenz
f_{Err}	kHz	Erregerfrequenz
f_{Eigen}	kHz	Eigenfrequenz
$f_{Prüf}$	Hz	Prüffrequenz
g	bar/s	Druckgradient
h	μm	Verstewmwulsthöhe
k	N/m	Federsteifigkeit
k_f	MPa	Fließspannung
l	mm	Verstewmstempellänge
m	kg	Masse
n	-	Stückzahl
p_A	bar	Auspressdruck
q	bar	Tiefe der Fase (Einlegeteil)
r	-	Anzahl Brüche
s	mm	Verstewmweg
s_A	mm	Auslenkung

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

s_Z	mm	Zylinderhub
t	s	Zeit
u	s	Verschiebung
v	mm/s	Spindelvorschub
v_{Osz}	mm/s	Oszillationsgeschwindigkeit
v_{US}	mm/s	Umformgeschwindigkeit
z	mm	Einlegeteilhöhe
A	μm	Amplitude
$A_{\downarrow\rightarrow}$	μm	Oberfläche
B	-	Geometriefaktor
D	mm	Stempeldurchmesser
E	MPa	Elastizitätsmodul
F_{An}	N	Anregekraft
F_a	N	Lastamplitude
F_A	N	Auspresskraft
F_{Achs}	N	Achskraft
F_{Amp}	N	Kraftamplitude
F_e	N	elastische Rückfederkraft
F_{Erf}	N	erforderliche Kraft
F_{Konv}	N	konventionelle Umformkraft
F_m	N	Mittellast
F_{mittel}	N	Mittlere Umform- und Verstemmkraft
F_{max}	N	Maximale Umform- und Verstemmkraft
F_n	N	Niederhaltekraft
F_{Osz}	N	Kraftoszillation
F_r	N	Radialkraft
F_R	N	Reaktionskraft
F_{Reib}	N	Reibkraft
F_U	N	Umformkraft

F_V	N	Verstемmkraft
$F_{V_{\text{mess}}}$	N	Verstемmkraft (gemessen)
F_y	N	Vertikalkraft
G	-	Amplitudenverhältnis
H_v	-	Übertragungsfunktion
L	mm	Leitungslänge
N	-	Wärmeleitungsverhältnis
P_{US}	kW	Generatorleistung
P_{r_4}	mm	Radiales Prozessübermaß zur Basis 4 mm
Q	mm	Wärmemenge
R	-	Spannungsverhältnis
$R_{p0,2}$	MPa	0,2 %-Dehngrenze
R_a	N	Außenradius (Verstемmwulst)
R_i	N	Innenradius (Verstемmwulst)
R_u	N	Radius (Umformstempel)
RT	°C	Raumtemperatur
S	mm ²	Fläche
T	°C	Temperatur
$T_{\text{Rekr.}}$	°C	Rekristallisationstemperatur
T_{Schmelz}	°C	Schmelztemperatur
V	L	Flüssigkeitsvolumen
V_3	-	Vergrößerungsfunktion
W_{pl}	J	Umformarbeit
X	-	Erregersignal
Y	-	Antwortsignal
α	°	Reibungswinkel
β	°	Auslaufwinkel (Verstемmwulst)
γ	-	Kohärenz
δ	-	Taylor-Quinney Koeffizient

η	-	Frequenzverhältnis
ζ	-	Lehr'sches Dämpfungsmaß
κ	W/(m K)	Wärmeleitfähigkeit
λ	mm	Wellenlänge
μ	-	Reibzahl
ν	-	Querkontraktionszahl
ρ	kg/dm ³	Dichte
σ	MPa	Hauptnormalspannung
σ_{dB}	MPa	Druckfestigkeit
σ_{zul}	MPa	zulässige Hauptnormalspannung
τ	MPa	Schubspannung
τ_{max}	MPa	Grenzschubspannung
φ	°	Phasenverschiebung
ϕ	°	Elementwinkel
ω	kHz	Eigenkreisfrequenz
Ω	kHz	Erregerkreisfrequenz

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung Beschreibung

ALE	Arbitrary Lagrangian-Eulerian
AMS	Automatic Multi-level Substructuring
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
CLSM	Confocal Laser Scanning Microscope
DAQ	Data Acquisition (Messdatenerfassungssystem)
DGL	Differentialgleichung
DIC	Differential Interference Contrast (differentieller Interferenzkontrast)

DIN	Deutsches Institut für Normung
DLC	Diamand-Like-Carbon
DMS	Dehnungsmessstreifen
EAA	European Aluminium Association
EFB	Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung
EMV	Elektromagnetische Verträglichkeit
FAU	Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFT	Fast-Fourier-Transformation
HLFV	Hochleistungsfertigungsverfahren
HM	Härte Martens
HV	Härte Vickers
KMD	Kraftmessdose
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LUS	Leistungsschall
MIM	Matrix-Inversions-Methode
PEEQ	Äquivalente plastische Dehnung (<i>Equivalent Plastic Strain</i>)
PTB	Physikalisch-Technische Bundesanstalt
PTFE	Polytetrafluorethylen (<i>Handelsname: Teflon</i>)
RB	Randbedingung
RT	Raumtemperatur
SFB	Sonderforschungsbereich
TiCN	Titancarbonitrid
US	Ultraschall
WT	Wavelet-Transformation

1 Einleitung und Motivation

Der anhaltende Trend zu Miniaturisierung und Leichtbau technischer Produkte sowie die erhöhte Funktionsintegration stellen eine große Herausforderung für die Automobilhersteller dar. Innerhalb des wachsenden Leichtbaubedarfs mit verstärktem Multimaterialmix, beispielsweise in Elektrofahrzeugen, spielt neben neuartigen trennenden und umformenden Verfahren die Fügetechnik eine Schlüsselrolle [1] und erfordert darüber hinaus die Weiterentwicklung heutiger Verbindungstechniken [2]. Die aus der Mischbauweise resultierende Erweiterung der zu fügenden Werkstoffspektren sowie erhöhte thermische und mechanische Anforderungen an die Fügestelle stellen für konventionelle Verbindungstechniken eine Herausforderung und einen überproportionalen Prozessaufwand dar. Dabei nähern sich diese Verfahren einerseits verfahrenstechnischen Grenzen an und verursachen andererseits hohe Kosten [3]. Verbindungen funktionsoptimierter Werkstoffe, u. a. hochfester Stähle und artungleicher Werkstoffe, die bisher als nicht oder nur schwer ffügbar galten, müssen daher in Zukunft zunehmend durch geeignete Verfahren realisiert werden.

Neben der Erweiterung der Werkstoffvielfalt an Fügestellen spielt bei der Miniaturisierung einzelner Bauteile auch die thermische und mechanische Beeinflussung umliegender Gebiete eine zunehmend tragende Rolle. Belastungsbedingte Sicherheitsabstände zwischen funktionalen Gruppen begrenzen so den Miniaturisierungsgrad, um Produktfunktionen nicht zu beeinträchtigen. Eine Verringerung der Bauteilbelastungen könnte die Abstände zwischen Füge- und Funktionsgruppen minimieren, wodurch eine erhöhte Werkstoffausnutzung erzielt werden könnte. Neuartigen, optimierten Verbindungstechniken wird auch hierbei eine tragende Rolle zugesprochen [4].

Die hohe Relevanz an Forschung und Entwicklung solcher modernster Fertigungstechnologien für eine Basis vorwettbewerblicher, leistungsfähiger Produktion zur Stärkung des Standort Deutschland ist beispielsweise an großen, durch das BMBF geförderten Projekten für Hochleistungsfertigungsverfahren (HLFV) „Forschung für die Produktion von morgen“ [5] oder Untersuchungen der European Aluminium Association (EAA) zum Thema zukünftiger Fügetechniken [6] erkennbar.

Eine Möglichkeit zur Überwindung von Prozessgrenzen besteht in der Kombination mehrerer Verfahren zu hybriden Fügeprozessen. Durch eine sinnvolle Kopplung können so die Vorteile mehrerer einzelner Prozesse bestmöglich ausgenutzt werden. Je nach Verfahren stoßen hierbei unter anderem Simulationen für die Auslegung und Prozessoptimierung an ihre Grenzen [6].

Einen vielversprechenden Ansatz stellt die Überlagerung des mechanischen Verstemmprozesses mit Ultraschall (US) dar. Getrieben durch geringe Fertigungskosten, hohe Taktzeiten und Stückzahlen, Zuverlässigkeit und hohe Ausnutzung der Maschinenkapazitäten wird das Verstemmverfahren bevorzugt in Serienprozessen eingesetzt. Der hohe Automatisierungsgrad und die einfache Prozessüberwachung durch unkomplizierte Systemtechnik sowie geringe thermische Einwirkungen auf die Fügestelle machen das Verfahren attraktiv. Hohe Umformkräfte und gefordertes Fließverhalten der Werkstoffe grenzen den Einsatz des Verfahrens jedoch stark ein. Aus der Literatur sind kraftreduzierende Effekte sowie erweiterte Fließeigenschaften von Werkstoffen durch eine Ultraschallüberlagerung bekannt. Das ultraschallüberlagerte Verstemmen könnte so, durch eine Reduzierung der Prozesskräfte, der geforderten Bauteilminiaturisierung gerecht werden und gleichfalls das Werkstoffspektrum aufgrund optimierten Materialfließverhaltens erweitern.

In der vorliegenden Arbeit sollen auf Basis experimenteller Untersuchungen, ein vertieftes Prozessverständnis für den ultraschallüberlagerten Verstemmprozess an hochlegiertem Edelstahl erarbeitet und Wirkmechanismen tiefgehend untersucht werden. Zusätzliche modelltheoretische Betrachtungen mittels numerischer Simulation sollen dabei unterstützend quantitativ die Beiträge einzelner Effekte sowie prozessrelevante Einflussgrößen getrennt voneinander untersuchen. Aufbauend auf den Grundlagenuntersuchungen zum Verstemmen sollen zudem neue Prozessstrategien zur Überwindung bestehender Prozessgrenzen entwickelt werden.

2 Grundlagen und Stand der Technik

Dieses Kapitel fasst die im Rahmen der Arbeit thematisch relevanten Grundlagen verschiedener Wissenschaftsfelder zusammen. Zunächst wird der zu untersuchende Verstemmprozess beschrieben sowie eine kurze Einführung zum Thema Ultraschall (US) gegeben. Darauf aufbauend wird der aktuelle Wissensstand zu ultraschallunterstützten Füge- und Umformprozessen hinsichtlich Kraftreduzierung, Oberflächenoptimierung, erweitertes Fließverhalten sowie der Erweiterung von Werkstoffspektren dargestellt. Abschließend werden bekannte, durch Ultraschall induzierte Effekte erörtert, die zu einer Reduzierung von Umformkräften führen.

2.1 Verstemmen

Das Verstemmen beschreibt ein mechanisches Fügeverfahren, das sich nach dem Ordnungssystem aus DIN 8593-0 [7] in die Gruppe 4.5 *Fügen durch Umformen* einordnet. Die Sammelbenennung „Fügen durch Umformen“ besteht für Verfahren, bei denen die Fügeteile örtlich - bisweilen auch ganz - umgeformt werden. Die Verbindung ist im Allgemeinen durch Formschluss gegen ungewolltes Lösen gesichert. Dabei definiert *Fügen* das auf Dauer angelegte Verbinden oder sonstige Zusammenbringen zweier oder mehr Werkstücke geometrisch bestimmter Form oder von ebensolchen Werkstücken mit formlosem Stoff [8]. Weiter bezeichnet *Umformen* „das Ändern einer Form unter Beherrschung der Geometrie“ [9]. Die genauere Bezeichnung der Druck-Massivumformung beschreibt die durch „Umformung von Rohteilen mit Abmessungen ähnlicher Ausdehnung in allen drei Raumrichtungen gekennzeichneten Fertigungsverfahren“ [10]. Hierbei wird der „plastische Zustand im Wesentlichen durch ein- oder mehrachsige Druckbeanspruchung herbeigeführt“ [11]. Das Verstemmverfahren lässt sich keinem in der Norm aufgeführten Verfahren zuordnen. Dennoch kommt der Prozess der Definition des Begriffs *Nieten* sehr nahe. Das Nietverfahren definiert „ein Fügen zweier oder mehrerer Bauteile durch plastisches Umformen eines der Bauteile, wobei eine unlösbare, formschlüssige (teilweise auch kraftschlüssige) übertragende Verbindung der zu fügenden Teilen entsteht“ [12]. Verstemmen beschreibt damit das plastische Umformen von umgebendem Material mit einem Werkzeug in oder auf ein eingesetztes Element, wobei eine form- und kraftschlüssige Verbindung erzeugt wird. Verstemmungen lassen sich demnach lediglich durch Zerstörung demontieren.

Der Einsatz von Verstemmungen ist vielseitig und findet aufgrund des vergleichsweise einfachen mechanischen Fügeverfahrens häufig in Serienprozessen Anwendung. Sie werden beispielsweise in der Montagetechnik zur Befestigung von Profilschienen [13] sowie zum Fixieren von Permanentmagneten in Elektromotoren [14] oder an Wellen-Nabenverbindungen [15] eingesetzt. Auch in Motorsteuergeräten findet das Verstemmverfahren zur Fixierung von Sensoren auf Trägerplatten in Serienprozessen Anwendung [16]. Weiter können Verstemmungen so ausgeführt werden, dass sie Dichtheitsanforderungen gerecht werden und damit häufig Anwendung an Produkten finden, welche hohen Betriebsdrücken ausgesetzt sind. Hier sind Bereiche der Benzindirekteinspritzung, Hochdruckpumpen, Bremssysteme sowie Ventile aus der Automobilbranche aufzuführen. Durch diese in Millionenstückzahl pro Jahr produzierten Erzeugnisse [17], die meist mehrere Verstemmungen aufweisen, erschließt sich klar die Bedeutsamkeit des Fügeverfahrens (insbesondere der hydraulisch dichten Verstemmungen).

Aufgrund einer unzureichenden allgemeinen Definition des Verstemmprozesses wird im Folgenden auf die für diese Arbeit wesentlichen Verstemmvarianten sowie deren Prozessablauf eingegangen. Dies schafft Klarheit über den zu untersuchenden Prozess sowohl in dessen Abfolge als auch im Kraftverlauf. Bild 1 zeigt hierzu verschiedene Verstemmvarianten sowie schematisch einen typischen Kraft-Weg-Verlauf einer Verstemmung. Verstemmvorgänge lassen sich in mehrere Unterklassen, bestehend aus Außenverstemmung, Nutverstemmung und Self-Clinch, aufteilen. Alle hier aufgeführten Vorgänge sind radialsymmetrische Prozesse, die entweder nur teilweise am Umfang (Segmentverstemmung) oder am gesamten Umfang (Ringverstemmung) stattfinden. Beim SelfClinch-Verfahren dient das Einlegeteil gleichermaßen als Umformwerkzeug und ist somit für das gezielte Verdrängen des Werkstoffs verantwortlich. Für alle anderen Verfahren ist ein separates Werkzeug (hier: Umformstempel) notwendig, welches für die jeweilige Geometrie des Bohrlochs sowie den umzuformenden Werkstoff ausgelegt werden muss. Alle hier aufgeführten radialsymmetrischen Verstemmungen lassen sich als hydraulisch dichte und damit form- und kraftschlüssige Verstemmung auslegen. Die offenliegende Außenverstemmung ist die einfachste und gebräuchlichste Form der Verstemmung und ist Gegenstand dieser Arbeit. Das Prinzip besteht in der Ausbildung einer Wulst aus umgebendem Werkstoff mit einem (externen) Werkzeug, die nach dem Einlegen oder Einpressen des Einlegeteils beide Fügepartner fest miteinander verbindet. Wird die Bauteilgeometrie des Einlegeteils so gewählt, dass die Wulst nicht nur axial sondern auch radial am Bauteil anliegt, so schließt das Wulstmaterial bei ausreichender Formfüllung auch in Umfangsrichtung mit dem Einlegeteil dicht ab. Bei einer Nutverstemmung wird das Einlegeteil durch das Füllen einer umlaufenden Kavität durch einen von außen einwirkenden Umformstempel mit

dem umgebenden Werkstoff verbunden. Bei dieser Variante weist der verstemmte Werkstoff aufgrund des Ringquerschnitts eine Vorspannung in alle Raumrichtungen auf. Besonders bei Temperaturdehnungen und wechselnden axialen Kräften ist dies vorteilhaft gegenüber der nach oben offenen Außenverstemmung.

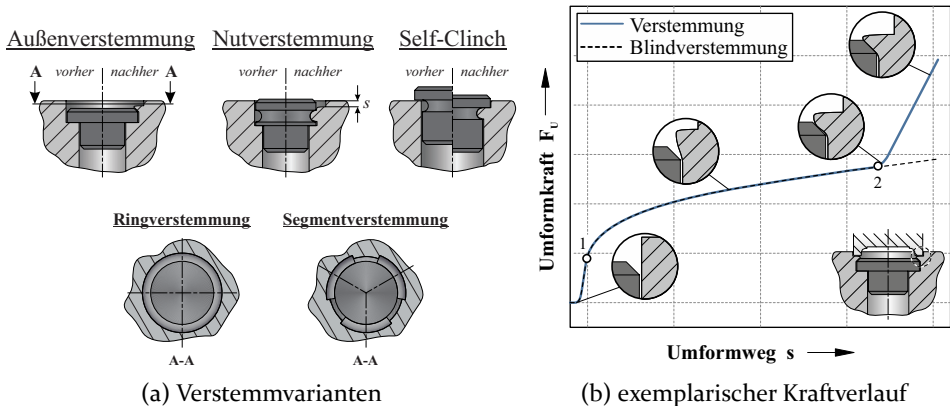


Bild 1: Schematische Darstellung möglicher Verstemmvarianten mit Werkstück (hellgrau) und Einlegeteil (Dunkelgrau) (a) sowie der charakteristische Kraftverlauf einer (Blind-) Verstemmung mit zugehöriger illustrierter Beschreibung des Werkstofffließverhalten (b).

Am Beispiel der Außenverstemmung zeigt Bild 1b den exemplarischen Kraftverlauf einer Verstemmung über dem Verstemmweg (s). Die Kraft steigt zu Beginn des Prozesses stark an und setzt sich aus den Elastizitätsmodulen von Umformstempel und umzuformendem Werkstoff zusammen. Nach Erreichen des ersten Punktes (1) ist ein zunehmend degressiver Kraftverlauf erkennbar, der Werkstoff wird plastisch umgeformt. Durch das kontinuierliche Eindringen des Werkzeugs in das umzuformende Werkstück wird der Werkstoff radial verdrängt. Es kommt zur Ausbildung der sogenannten Verstemmwulst. Bis zum Erreichen des Wendepunkts (2) wird die Wulst durch ungehindertes Fließen des Werkstoffs (bis auf die stempelseitige Selbsthemmung) ausgebildet. Ab Punkt (2) ist erneut ein vergleichsweise starker Anstieg der Verstemmkraft bis zum Ende des Prozesses zu beobachten. Dies ist auf das Anliegen der Wulst am Einlegeteil und das damit verbundene eingeschränkte Fließverhalten zurückzuführen. Der Verstemmvorgang wird beendet, wenn das Einlegeteil formschlüssig vom Werkstoff umgeben ist. Für die Auslegung von Verstemmungen ist somit die Kenntnis über das Fließverhalten der Verstemmwulst von zentraler Bedeutung. Zusätzlich ist im Schaubild eine weitere Umformkurve ersichtlich, welche einen reinen Umformprozess, also ein Verstemmen ohne Einlegeteil (Blindverstemmen) und somit lediglich die Ausbildung der Verstemmwulst beschreibt. Beide Kraftkurven sind

bis zum Erreichen des Wendepunkts (2) identisch. Durch das entfallene Einlegeteil verbleibt jedoch das Kraftniveau bei der Blindverstemmung im weiteren Verlauf bei geringeren Kräften, da ein Anliegen der Wulst am Einlegeteil ausbleibt. Auch wenn der Blindverstemmung kein praktischer Nutzen zukommt, dient sie der Generierung eines verbesserten Prozessverständnisses und wird daher oftmals für umformtechnische Auslegungen von Verstemmprozessen herangezogen.

Eine Methode, hohe Umformkräfte beim Verstemmen zu senken, besteht in der partiellen Reduzierung der Umformfläche, wie es beispielsweise beim Taumelverstemmen erreicht werden kann. Der Taumeleffekt wird durch eine Schrägstellung des Umformwerkzeugs gegenüber der axialen Krafteinleitung und einer überlagerten rotatorischen Bewegung erzielt [18]. Dabei ist der Stempel im sogenannten Taumelkopf so gelagert, dass er von der Drehung um die eigene Achse entkoppelt ist. Der Umformstempel steht somit immer unter einem definierten Winkel zur Werkstückoberfläche. Da der Taumelkopf sich während des Umformvorgangs dreht, wandert die Umformfläche über die Verstemmfläche und formt diese nach und nach um, bis die gewünschte Umformung über dem gesamten Umfang erreicht ist.

2.2 Ultraschall

Dieses Unterkapitel dient neben der Definition sowie der Beschreibung relevanter Grundlagen der näheren Schilderung bekannter Ultraschalleffekte und deren gezielten Einsatz in Füge- und Umformprozessen.

2.2.1 Grundlagen und Definition von Ultraschall

Ultraschall (US)¹ bezeichnet allgemein Schallwellen mit Frequenzen oberhalb des Wahrnehmungsbereiches des menschlichen Gehörs [19]. Mit variierender Frequenzobergrenze des Gehörs von Person zu Person sowie altersbedingter Abnahme des Hörvermögens ist der Frequenzbereich des Ultraschalls somit nicht eindeutig definiert. Meist wird der Mittelwert einer hörbaren Frequenz jedoch mit 20 kHz angegeben, wobei bereits Frequenzen ab 15 kHz lediglich bei hohen Intensitäten eines durchschnittlichen Gehörs wahrnehmbar sind. Auch wenn früher von Hyperschall ($f \geq 1$ GHz) die Rede war, so taucht diese Einteilung in aktuellen Normen nicht mehr auf [19]. Somit besteht zudem keine frequenzbezogene Obergrenze für Ultraschall. Die in dieser Arbeit unter anderem verwendete Erregerfrequenz (f_{Err}) von 15 kHz wird im Folgenden trotz der noch offenen Diskussion, der Übersichtlichkeit

¹ lat. ultra = darüber hinaus

halber, als Ultraschall bezeichnet. Weiter wird ab Schalleistungen von etwa 0,5 kW die Bezeichnung Leistungultraschall (LUS) geführt [20], wobei derartige Leistungen nahezu ausschließlich in industriellen Bereichen Einsatz finden. Für die Erzeugung von Leistungultraschall werden überwiegend piezoelektrische oder magnetostruktive Effekte genutzt, da hierbei hochfrequente elektrische oder magnetische Wechselfelder technisch vergleichsweise einfach zu realisieren sind [21].

Auch wenn Ultraschall ein Frequenzband beschreibt, so werden Ultraschallprozesse in der Regel bei lediglich einer speziell abgestimmten Frequenz betrieben. Die Ausbreitung von Ultraschall kann aufgrund kleiner Wellenlängen durch Gesetze der geometrischen Optik beschrieben werden. Gerichtete Ultraschall-Schwingung wird somit an Grenzflächen reflektiert, gebrochen oder transmittiert. Der Einkopplung von Schallwellen in gewünschte Medien kommt somit eine bedeutsame Rolle zu. Neben der angesprochenen frequenzbezogenen Einteilung von Schallwellen gemäß DIN 1320 [19] besteht überdies eine Aufteilung über das Medium. Es wird zwischen Fluiden (z.B. Luft, Wasser) und Festkörpern (z.B. Stahl) unterschieden. Dementsprechend sind die Bezeichnungen Fluid- und Körperschall gebräuchlich. Hinsichtlich der Ausbreitungsrichtung von Wellen sind grundlegend zwei Arten der Bewegungsrichtung schwingender Teilchen zu unterscheiden: Longitudinal- und Transversalwellen. Eine Longitudinalwelle ist durch eine periodische Änderung der mechanischen Normalspannung, eine Transversalwelle durch eine alternierende Schubspannungsänderung, welche senkrecht zur Wellenausbreitung verläuft, definiert [20]. Fluidschall besteht somit aus reinen Longitudinalwellen, da keine Schubspannungen übertragen werden können. In Festkörpern können zusätzlich Transversalwellen sowie die Mischform beider Wellenarten, sogenannte Dehnungswellen, auftreten [22]. Stehende Wellen beschreiben die Überlagerung zweier Wellen mit gleicher Amplitude und Frequenz, jedoch entgegengesetzter Laufrichtung. Diese kann beispielsweise durch Reflexion an einer Wand oder durch zwei Erreger entstehen. Somit entsteht eine Welle, deren Auslenkung in regelmäßigen Abständen gleich Null verbleibt (Schwingungsknoten), bzw. eine maximale Auslenkung (Schwingungsbauch) verzeichnet. Zwei benachbarte Schwingungsknoten sowie zwei Schwingungs Bäuche sind dabei jeweils um die halbe Wellenlänge (λ) versetzt. Die Auslenkung (s_A) dieser entstehenden harmonischen Sinusschwingung wird in Gleichung 1 über die Amplitude (A) und die Frequenz (f) abhängig von der Zeit (t) definiert.

$$s_A(t) = A \cdot \sin(2\pi f \cdot t) \quad (1)$$

2.2.2 Ultraschalleffekte

Durch eine Überlagerung konventioneller Umform- und Fügeprozesse mit Ultraschall können Reduzierungen von Prozesskräften, verbesserte Oberflächengüten sowie teilweise ein veränderter Werkstofffluss beobachtet werden. Einen ausführlichen Überblick über bekannte schwingungsüberlagerte Verfahren gibt Gallego-Juàrez [23]. Die in einer Vielzahl an Studien und Untersuchungen identifizierten ultraschallbedingten Effekte prägen sich je nach Prozess mehr oder weniger stark aus [24]. Die Einteilung bekannter Effekte kann dabei in Oberflächen- und Volumeneffekte, wie beispielsweise von Blaha [25] oder Winsper [26], als auch in innere und äußere Reibung, wie von Lehfeld [27] erfolgen. Die in dieser Arbeit vorgenommene etwas detailliertere Gruppierung der Effekte in tribologische, thermische, werkstoffseitige und dynamische Effekte erfolgt anhand messbarer Größen, wodurch Nachweise der jeweiligen Effekte klar zuzuordnen sind. Die verwendete Einteilung der Effekte wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit beibehalten.

Werkstoffseitige Einflüsse

Bereits Mitte der 50er Jahre wurden erste Umformprozesse mit Ultraschallschwingungen überlagert. Eine ultraschallbedingte Reduzierung der Fließspannung wurde erstmals von Blaha und Langenecker 1955 dokumentiert [28]. Die durchgeführten Zugversuche an Zink-Einkristallen mittels eines Polanyi-Apparates² zeigten Spannungsreduktionen von bis zu 40 %, wobei ein temporäres Aussetzen der Oszillation zu einem instantanen Rückgang der Spannungswerte auf das konventionelle Niveau führte. Blaha [25] führte die Spannungsreduktion auf eine Aktivierung von Versetzungen im Schallfeld zurück. Dieser Erklärungsansatz ist bis heute noch als **BLAHA-EFFEKT** oder **US-SOFTENING-EFFECT** bekannt und bildet den ältesten Erläuterungsversuch einer durch hochfrequente Schwingungsüberlagerung induzierten Spannungsreduktion. Die Untersuchungen von Langenecker und Blaha wurden später auf weitere Werkstoffe wie Aluminium und Kupfer [30] sowie Stahl [31] ausgedehnt, wobei vergleichbare Phänomene auftraten. Ein eindeutiger Nachweis für eine Aktivierung der Versetzungen durch den eingebrachten Ultraschall steht jedoch bis heute aus. Dennoch besteht Einigkeit darüber, dass den Versetzungen im Werkstoff bei Umformprozessen eine entscheidende Rolle zukommt.

Zur plastischen Umformung eines kristallinen Werkstoffs ist zunächst eine bestimmte Schubspannung (τ) (*Peierls-Spannung*) nötig, die im Kristallgitter benachbarte Atomebenen um mindestens einen Atomabstand bewegt [32].

² spezielle Zerreißmaschine zur Dehnungsbestimmung von Ein- und Vielkristallen [29]

Mit zunehmendem Umformgrad kommt es darüber hinaus zu einer Verfestigung des Werkstoffs. Dies ist auf die Erzeugung neuer Versetzungen während des Umformvorgangs zurückzuführen, welche sich gegenseitig behindern oder an Fehlstellen und Korngrenzen auflaufen. Dadurch erhöht sich die Schubspannung, die zur Aufrechterhaltung weiterer Verformung nötig ist [33]. Die für beide Phänomene benötigte Schubspannung kann wiederum durch Zuführen zusätzlicher Energie verringert werden. Eine Möglichkeit der Energiezufuhr besteht gemäß dem BLAHA-EFFEKT dabei in der Absorption von mechanischer Schwingung, vorzugsweise an Versetzungen. Hierdurch könne es infolgedessen zu einer Absenkung der nötigen Schubspannung kommen. Untersuchungen von Oelschlägel [34] zu Zugversuchen von Zinkeinkristallen unter Ultraschalleinwirkung zeigten ebenfalls eine erhebliche Absenkung der Fließspannung unabhängig von der untersuchten Kristallorientierung (parallel und orthogonal zur Zugrichtung). Auch hier wurde die entfestigende Wirkung der Ultraschallüberlagerung auf eine begünstigte Versetzungsbewegung zurückgeführt. Baker und Carpenter [35] erkannten darüber hinaus anhand eines in Resonanz betriebenen Zugversuchs von Kupferproben eine signifikante Spannungsreduzierung durch eine hochfrequente Schwingungsüberlagerung. Auch hier wurden die Spannungsreduktion auf ein verändertes Werkstoffverhalten unter Ultraschall zurückgeführt, auch wenn direkt mikrostrukturelle Effekte nicht explizit genannt sind. Weitere Untersuchungen von Nevill und Brotzen [36] zeigten beim plastischen Dehnen eines Stahldrahtes unter Ultraschall eine frequenzunabhängige und amplitudenabhängige Reduktion der Fließspannung (k_f). Die Spannungsreduktion wurde hier ebenfalls zumindest teilweise auf den BLAHA-EFFEKT zurückgeführt. Später beobachteten Schmid und Lintner [37] neben dem US-SOFTENING-EFFECT auch eine Werkstoffverfestigung (US-HARDENING-EFFECT) umgeformter Werkstücke. Durch eine Beschallung der Probenkörper im Ultraschallbereich vor einem konventionellen Zugversuch wurden so die Streckgrenzen untersuchter Werkstoffe maßgeblich erhöht. Erläuterung für die Steigerung bzw. Verringerung der Fließspannung fiel hierbei auf mikrostrukturelle Effekte. Izumi et al. [38] untersuchten eine Schwingungsüberlagerung anhand eines Stauchversuches, bei dem die Ultraschalleinleitung anhand einer angeregten unteren Stauchbahn erfolgte. Die Ergebnisse der Druckversuche an Aluminium-, Magnesium-, Kupfer-, wie auch Stahlwerkstoffen zeigten ebenfalls eine Reduktion der Fließspannung sowie eine erhebliche Probenerwärmung [39]. Unter Berücksichtigung einiger Werkstoffparameter wurde dabei die Konstante k eingeführt, welche werkstoffabhängig die schwingungsbedingte Spannungsreduktion definiert. Spätere Ansätze zur analytischen Abbildung des US-SOFTENING- und US-HARDENING-EFFECTS bestehen von Rusinko [40], wobei sowohl richtungs- und frequenz-, als auch amplitudenabhängig eine Spannungsreduzierung durch Ultraschall

prognostiziert werden konnte. Die Vielzahl der hierfür erforderlichen Parameter zur Berechnung einer möglichen Spannungsreduktion, wie Versetzungsdichte im Werkstoff, eine Vielzahl geometrischer Eingangsgrößen und Konstanten lassen jedoch auf einen eher akademischen als industriellen Nutzen dieses Ansatzes schließen. Auch Yao [41] zeigte bei Stauchversuchen unter überlagerter hochfrequenter Oszillation eine Spannungsbeeinflussung. Dabei wies er eine zur Amplitude proportionale Spannungsreduktion unter Ultraschall nach und korrelierte dies mit der Versetzungsdichte im Werkstoff. Gleichermäßen erfassten die Untersuchungen den von der Beschallungszeit abhängigen US-HARDENING-EFFEKT, welcher bei Unterbrechungen der Beschallung auftrat.

Thermische Effekte

Durch eine gezielte Erhöhung von Prozesstemperaturen kann die zur Umformung nötige Fließspannung erheblich reduziert werden [42]. Demnach sinkt die nötige Umformkraft zur Erzeugung identischer Umformgrade. Bei Temperaturen oberhalb der Rekristallisationstemperatur ($T_{Rekr.}$) des Werkstoffs ($T_{Rekr.} \approx 0,4 \cdot T_{Schmelz}$) wird von einer Warmumformung gesprochen [43]. Hierbei werden Gitterfehler im Kristall (z.B. Versetzungen) durch die Neubildung des Gefüges abgebaut, wodurch der Werkstoff während des Umformprozesses wesentlich geringer verfestigt. Selbst bei erhöhten Temperaturen unterhalb der $T_{Rekr.}$ kann es bereits zu einem Festigkeitsabbau im Werkstoff aufgrund von Umordnungen der Gitterfehler (sog. Werkstofferrholung) kommen [44]. Umformungen dieses Temperaturbereichs werden als Halbwarmumformungen bezeichnet. Neben dem Absenken der Fließspannung metallischer Werkstoffe mit zunehmender Umformtemperatur steigt meist auch gleichzeitig die Umformbarkeit [45]. Somit können bei geringeren mechanischen Spannungen größere Umformgrade als bei Umformprozessen bei RT realisiert werden [46]. Häufig wird bei Warmumformungen das Werkstück über beheizte Werkzeuge oder durch vorgelagerte Ofenprozesse erwärmt. Vereinzelt können jedoch auch partielle Temperaturerhöhungen zu verbesserten Umformergebnissen führen. Hierbei werden beispielsweise Laser [47], Induktionsspulen [48] oder Gasbrenner [49] als gerichtete Wärmequelle verwendet.

Die Überlagerung von Umformprozessen mit Ultraschall könnte ebenfalls durch Absorbierung der Schwingungen im Werkstoff zu einer lokalen Temperaturerhöhung führen. Langenecker [30] verglich dazu bereits 1966 mittels eines Polanyi-Apparates ultraschallüberlagerte Stauchversuche mit Warmstauchversuchen. Versuche unter Temperatureinfluss wurden dabei durch ein beheiztes Flüssigkeitsbad realisiert. Er verglich die nötige Heizenergie vom Warmumformen mit der in den Prozess eingebrachten Energie durch

Ultraschall beim schwingungsüberlagerten Stauchversuch. Dabei ergab sich ein wesentlich geringerer Bedarf an Ultraschall-Energie als Heizenergie zur Realisierung vergleichbarer Umformgrade. Aufgrund der nur minimal gemessenen Temperaturerhöhung durch Ultraschall von wenigen Kelvin zog er den Schluss, dass eine Warmumformung allein nicht verantwortlich für die Kraftreduzierung sei. Anders als bei einer gewöhnlichen Warmumformung könnte seiner Theorie nach die mechanische Schwingungsenergie vom Ultraschall jedoch vermehrt an Versetzungen absorbiert werden und somit zu einer sehr lokalen Temperaturerhöhung führen. Experimentelle Nachweise hierzu blieben jedoch aus. Kurze Zeit später erfassten auch Schmid und Lintner [37] Temperaturerhöhungen bei einem ultraschallüberlagerten Zugversuch. Doch auch hier wurden thermische Effekte nicht als ausschlaggebendes Kriterium für einen veränderten Kraftverlauf herangezogen. Izumi et al. [39] schlossen temperaturbedingte Kraftreduktionen durch Ultraschall aus. Auch wenn erhöhte Temperaturen unter einer Schwingungsüberlagerung detektiert wurden, wiesen sie dies durch temporäres Aus- und Zuschalten von Ultraschall bei Stauchversuchen zurück. Sobald Ultraschall zugeschaltet wurde, kam es instantan zu einer Veränderung des Kraftverlaufes, während die Temperatursignale verzögerte Ergebnisse lieferten. Auch beim Abschalten der Schallquelle ging das Kraftsignal sogleich auf das konventionelle Niveau zurück, während die erhöhte Temperatur im Werkstoff weiterhin anhielt.

Winsper et al. [26] hingegen beschrieben eine lokale Erwärmung bei hohen Amplituden als ein ausschlaggebendes Kriterium seiner Volumen-Effekte für eine mögliche Kraftreduktion im Zuge einer lokalen Warmumformung. Er verglich neben eigenen Ergebnissen auch die Ergebnisse anderer Autoren und bewertete deren thermischen Einfluss. Spätere ausführliche Grundlagenuntersuchungen von Schmauder et al. [50] belegten innerhalb eines Sonderforschungsberichtes (SFB) bei Torsionsversuchen von Baustahl eine geringe Temperaturerhöhung durch eine Ultraschallüberlagerung. Durch die verwendete Infrarot-Temperaturmessung konnten allerdings nur Oberflächentemperaturen erfasst werden, sodass die Autoren von einer wesentlich höheren Kerntemperatur ausgingen, welche einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Kraftreduktion vermuten lässt. Weitere Untersuchungen zum Temperatureinfluss bei ultraschallüberlagerten Torsionsversuchen an Titan und Neusilber folgten. Ebenso bestehen weitere Untersuchungen von Siu et al. [51], in denen ebenfalls thermische Effekte in Zusammenhang mit einer hochfrequenten Vibration gesetzt werden. Sie untersuchten ein umformendes Verfahren durch Mikroindrücke in Aluminium unter Ultraschall und verglichen diese mit Eindrücken bei erhöhter Temperatur. Dabei werteten sie den Einfluss auf die Mikrostruktur des Werkstoffs aus und kamen zu dem Schluss, dass eine Schwingungsüberlagerung mindestens vergleichbare

Ergebnisse mit einer Temperaturerhöhung liefere. Ein physikalischer Grund für die Kraftreduzierung unter Ultraschall konnte aber auch hier nicht mit Sicherheit bestimmt werden. Neue Untersuchungen von z.B. Siddique [52] zur Erstellung eines numerischen Simulationsmodells ergaben, dass reibungsbedingte thermische Effekte in Simulationen mit Sicherheit berücksichtigt werden müssten, um ultraschallüberlagerte Prozesse realitätsnah abbilden zu können.

Tribologische Effekte

Die Tribologie ist in der Norm [53] gekennzeichnet als die Wissenschaft und Technik von aufeinander einwirkenden Oberflächen in Relativbewegung. Sie umfasst das Gebiet von Reibung und Grenzflächenwechselwirkung zwischen Festkörpern als auch zwischen Festkörpern und Fluiden. Mit einer hochfrequenten Werkzeugbewegung bei Umformprozessen und damit einer erhöhten Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug kommt somit auch der Oberflächenreibung bei ultraschallüberlagerten Prozessen eine tragende Rolle zu. In Grundlagenuntersuchungen zur Grenzflächenreibung unter Ultraschall konnte Lehfeld [27] massive Kraftreduktionen abhängig von der Reibgeschwindigkeit diagnostizieren. Dabei untersuchte er verschiedene Schwingungsrichtungen relativ zur Reibrichtung in Abhängigkeit der Reibgeschwindigkeit. Mit der Erhöhung der schwingenden Relativbewegung erkannte er so eine Steigerung der Wirksamkeit dieses Effektes. Dieses Phänomen übertrug er sowohl auf das Drahtziehen als auch auf das Strangpressverfahren, wobei aufgrund der Schwingungsüberlagerung eine Reduktion der Ziehkraft detektiert wurde. Weitere Untersuchungen zum Verdichten und Kaltpressen unter Ultraschall führten aufgrund der veränderten Belastung neben thixotropischen³ Effekten zu einer Steigerung der Homogenität im Werkstoff sowie einer Erhöhung der Dichte aufgrund verringerter Reibung. Grundlegende tribologische Untersuchungen bestehen weiter von Pohlmann [54] und zeigen ebenfalls eine Reduzierung der Reibkraft unter Ultraschalleinfluss. Pohlmann untersuchte zudem die ultraschallbedingte Reduzierung von Reibkräften auf das Lösen einer Schrumpfung und konnte dabei verringerte Losbrechkräfte nachweisen. Er führte diese verringerten Kräfte auf mikrostrukturelle Ermüdungsbrüche in der Topographie metallischer Oberflächen zurück. Gleichfalls sind hier Untersuchungen von Junker [55] zu nennen, welche das selbstständige Lösen von Schraubverbindungen unter dynamischer Belastung beschreiben. Auch wenn sich diese Untersuchungen nicht ausschließlich mit hochfrequenter Vibration beschäftigen, beschreiben sie dennoch das Lösen einer Schraubverbindung aufgrund verringerter

³ griech. thixis = das Berühren; bezeichnet die Verringerung der Viskosität bei konstanter Scherung nichtnewton'scher Fluide

Reibwirkung durch eine Vibration quer zur Schraubenachse. Der JUNKER-VIBRATIONSTEST wurde später in der DIN 65151 [56] als bewährtes Verfahren zur Untersuchung der Sicherungswirkung von Schraubenverbindungen aufgenommen und dient bis heute als Richtlinie zur Auslegung von Schraubenverbindungen [57]. Auch Winsper et al. [26] identifizierten eine Reduzierung von Reibkräften unter der Wirkung von Ultraschall beim Rohrziehen. Diese als ‘Surface-Effect‘ bezeichnete Reibkraftverringerung konnte allerdings bis dato keiner eindeutigen Ursache zugesprochen werden, obwohl eine Vielzahl an Möglichkeiten als Erklärungsversuche genannt wurden. Weitere Untersuchungen von Malek [58] zeigten etwas später die Reduzierung der Reibkraft beim Rohrziehen durch einen hochfrequent angeregten zentrischen Ziehstift. Dabei konnte er aufgrund der Ultraschallüberlagerung die Verfahrensgrenzen beim untersuchten Rohrziehprozess erweitern und erhöhte Umformgrade aufgrund der reduzierten Ziehkraft erreichen. Zudem konnte er erheblich verbesserte Oberflächen und gesteigerte Maßhaltigkeiten durch die Schwingungsüberlagerung erzielen. Auch Zhuang und Wang [59] zeigten anhand von Stauchversuchen eine beträchtlich verbesserte Maßgenauigkeit sowie eine wesentliche Verringerung kleiner Oberflächenrisse in den untersuchten Proben. Die simulativ und experimentell untersuchte Kraftreduktion im Stauchversuch führten die Autoren dabei unter anderem auf eine massive Reibungsreduktion zurück. Weitere Untersuchungen zum reibungsarmen Rohrziehen unter Ultraschall bestehen von Siegert [60] und Schmauder et al. [61], wobei hier ebenfalls ein in Eigenresonanz angeregter Stift die hochfrequente Schwingung in den Prozess einleitete. Neben experimentellen Untersuchungen erweiterte Siegert überdies seine Arbeit durch simulationgestützte Auslegungen des Ziehstifts für Anregungen im Ultraschallbereich sowie Prozesssimulationen des Ziehprozesses. Dong et al. [62] analysierten anhand von Reibuntersuchungen von keramischen Werkstoffen eine Minderung der Oberflächenreibung durch eine überlagerte 38 kHz-Schwingung in Zugrichtung unter Flüssigschmierstoff. Sie konnten sowohl eine Verringerung des Reibungskoeffizienten als auch des Verschleißvolumens bei mehreren Schmierstoffen nachweisen. Weiter untersuchten Dong und Dapino [63] die grundlegenden Reibungseinflüsse durch Ultraschall an Aluminium- und Stahlwerkstoffen. Hierbei differenzierten sie intensiv zwischen der Schwingungsrichtung der hochfrequenten Oszillation und entwarfen ein Würfelmodell, welches Schwingungen in allen drei Raumrichtungen abbilden konnte. Zudem postulierten theoretische Betrachtungen aus schwingungsüberlagerten Reibversuchen von Littmann et al. [64] eine richtungsabhängige Reduzierung der Coulomb’schen Reibung um etwa 70 %. Hauptsächlich wurde hier zwischen paralleler und orthogonaler Anregung zur Bewegungsrichtung differenziert. Abhängig vom Verhältnis der Untergrundgeschwindigkeit zur Oszillationsgeschwindigkeit war der Effekt einer

Reibungsreduzierung dabei mehr oder weniger stark ausgeprägt, bis gar nicht vorhanden. Die Wirkung der Reibungsreduzierung wurde damit rein physikalisch über die stetig wechselnde Relativbewegung unter Ultraschall erläutert. Die stets entgegen der Relativgeschwindigkeit wirkende Coulomb'sche Reibung ändert durch eine hochfrequent überlagerte oszillierende Bewegung alternierend ihre Richtung. Die Reibkraft wirkt somit unter Ultraschall teilweise antreibend und nicht stets bremsend wie ohne Ultraschall. Spätere experimentelle Untersuchungen [65] untermauerten seine Annahmen. Gestützt durch experimentelle Streifenziehversuche entwickelten Siegert und Ulmer [66] ein Reibmodell, welches abhängig von der erregenden Amplitude, dem Vorschub und der Normalkraft den Reibungskoeffizienten bei hochfrequenter Schwingungsüberlagerung reduziert. Gleichfalls bestätigten sie anhand von Rauheitsmessungen verbesserte Oberflächeneigenschaften bei Reibungsversuchen unter Ultraschall. Daud [67] analysierte durch FE-Simulationen das Stauchen von Stahlproben. Hierbei wurde über die Anpassung des Reibungskoeffizienten die reibungsbedingte Kraftreduktion in der Simulation abgebildet. Die durch experimentelle Untersuchungen validierten und gefitteten Reibungskoeffizienten wurden so in der Simulation nicht über einen physikalischen Größeneinfluss, sondern rein durch experimentell ermittelte Daten implementiert. Die hochfrequente Oszillation wurde hierbei in unterstützenden praktischen Experimenten an der unteren Stauchbahn in radialer Richtung eingeleitet. Eine zusätzliche Schmierung des Prozesses unter Ultraschall führte zu keiner weiteren Reibungsreduktion, was den Autor auf eine vollständige Negierung der Reibkräfte schließen ließ. Dennoch bliebe laut Daud bis zuletzt ungeklärt, ob die experimentell nachgewiesene Kraftreduktion einzig durch eine Reibungsminderung und nicht durch weitere Effekte zu erklären sei. Weitere analytische und simulationsunterstützte Untersuchungen bestehen von Lucas [68] für Extrusionsversuche. Hier wurde der simulierte Kraftverlauf gleichfalls über eine fiktive Anpassung des Reibungskoeffizienten an experimentellen Ergebnissen angeglichen. Folglich wurden durch die Simulationen mit und ohne Schwingungsüberlagerung unterschiedliche, richtungsabhängige Reibungskoeffizienten erarbeitet. Auch Lucas kam zu dem Schluss, dass eine Reibungsreduktion nicht allein die vorhandene Kraftreduktion im Experiment erkläre und zusätzliche Effekte vorhanden sein müssten. Letztlich zeigte Hu [69] anhand von Miniatur-Stauchproben aus Aluminium erstmals eine von der typischen Faßform abweichende gestauchte Probengeometrie durch eine Ultraschallüberlagerung bei 60 kHz. Die dabei erfasste erhebliche Kraftreduktion wurde in den Untersuchungen neben der klar erkennbaren Reduktion der Oberflächenreibung zusätzlich auf werkstoffseitige und dynamische Effekte zurückgeführt.

Dynamische Effekte

Ein weiterer Effekt zur möglichen Erläuterung einer Reduktion der Umformkraft durch Ultraschall stellt das Superpositionsprinzip dar. Hierbei wird der statischen Umformkraft eine dynamische, hochfrequente Oszillation überlagert. Dabei reichen Kraftspitzen des ultraschallüberlagerten Prozesses jeweils an den konventionellen Prozess ohne Ultraschall heran. Im Mittel kann somit eine Kraftreduktion um die oszillierende Kraftamplitude erreicht werden.

Erstmals stellten Nevill und Brotzen [36] die These einer Reduzierung der Fließspannung durch eine Spannungsüberlagerung auf, wobei eine ausreichend hohe Spannungsamplitude maßgeblich für das Aktivieren von Versetzungen verantwortlich gemacht wurde. Winsper et al. [70] bestätigten etwas später Auswirkungen des Superpositionseffektes bei hohen Amplituden anhand von Stauchversuchen. Auch wenn aufgrund nicht ausreichender Messtechnik zu diesem Zeitpunkt einzelne oszillierende Kraftzyklen nicht sinnvoll aufgelöst werden konnten, hielten sie vor allem wegen der nachgewiesenen Frequenzunabhängigkeit an dem Effekt der Superposition fest. Spätere experimentelle Untersuchungen zu schwingungsüberlagerten Stauchversuchen von Daud [71] konnten dann einzelne Kraftzyklen ausreichend auflösen und ließen so genauere Schlussfolgerungen auf die gemessene Kraftreduktion zu. Seine Ergebnisse bestätigten die Annahme der Superposition von statischer und dynamischer Kraft, wodurch er auch die Amplitudenabhängigkeit seiner Ergebnisse zweifelsfrei deuten konnte. Weitere simulative Untersuchungen [72], wobei unter Verwendung konventioneller Materialmodelle eine hochfrequente Oszillation durch ein bewegtes Werkzeug abgebildet wurde, bildeten in Auszügen gleichfalls den dynamischen Kraftverlauf hochaufgelöst ab. Dabei reichten die Kraftspitzen bei Zug- und Druckversuchen genau bis an den konventionellen Kraftverlauf, wodurch ebenfalls eine ultraschallbedingte Kraftreduktion durch eine dynamische Kraftüberlagerung nachgewiesen werden konnte. Weitere numerische Untersuchungen von Aziz [73] zu hochfrequenter Schwingungsüberlagerung bei Stauchversuchen lösten mittels Finite-Elemente-Methode jede einzelne Oszillation im Kraftverlauf des Gesamtprozesses auf. Hierbei reichten ebenfalls die dynamischen Kraftspitzen bis an den konventionellen Stauchkraftverlauf heran. Eine Reduktion mittlerer Kräfte durch Ultraschall konnte somit auch hier eindeutig nachgewiesen werden. Experimentelle Messungen hingegen konnten zwar einzelne Schwingungsperioden ausreichend auflösen, jedoch reichten hier die Peakkräfte nicht bis an die konventionelle Stauchkraft heran. Aziz erläuterte diese Diskrepanz von Simulation und Experiment durch geringen Einfluss veränderter Reibverhältnisse im Experiment sowie durch mäßigen Einfluss von Versetzungsbegünstigungen und verwies dabei auf den

BLAHA-EFFEKT. Auch Zhuang [59] kommt in seinen Untersuchungen zu dem Schluss, dass dynamische Superpositionseffekte beim Stauchen kleiner Zylinder einen erheblichen Beitrag zur Senkung von Prozesskräften unter einer Ultraschallüberlagerung leisten. Die simulativen Ergebnisse werden dabei durch experimentelle Untersuchungen validiert, wobei sich eine amplitudenproportionale Kraftreduktion zeigt, welche die These der Superposition unterstreicht.

Neben dem Superpositionseffekt bestehen zudem weitere Erklärungsansätze für dynamische Effekte, wie ein ausgeprägter Bauschinger-Effekt [74], hervorgerufen durch die hochfrequente Spannungszillation einer Ultraschallüberlagerung. Der Bauschinger-Effekt beschreibt generell die Verringerung der Fließspannung unter einer Wechselbeanspruchung bei polykristallinen Werkstoffen. Demzufolge beginnt ein Werkstoff nach einer Lastumkehr teilweise früher zu fließen, was auf rücktreibende Kräfte vorhergehender Versetzungen zurückzuführen ist. So führt beispielsweise Groche [75] seine erfasste Kraftreduktion beim ultraschallüberlagerten Axialformen zum Teil auf wiederkehrende Be- und Entlastung des Werkstücks und damit verbundenem veränderten Fließbeginn des Werkstoffs zurück.

2.2.3 Ultraschallüberlagerte Fügeprozesse

Neben den etablierten Ultraschall-Fügeprozessen, wie Ultraschallschweißen von Metall- und Kunststoffverbindungen sowie verwandte Prozesse, wie beispielsweise Bonden, soll im Folgenden ein Überblick über konventionelle Verbindungsprozesse mit hochfrequenter Schwingungsüberlagerung gegeben werden. Das Potential einer dynamischen Kraftüberlagerung in der Verbindungstechnik wurde bereits in einer Vielzahl an Studien untersucht. So betrachtet beispielsweise das BMBF-Forschungsvorhaben DynaConnect [76] sowohl das Clinch- als auch das Stanznietverfahren mit und ohne Schwingungsüberlagerung der Frequenz 43 Hz. Der Fokus der Untersuchungen lag hierbei auf der Reduzierung der Masse von Clinch- bzw. Stanznietzange, die dank nachweislicher Reduzierung der Fügekraft möglich war. Die Festigkeiten hergestellter Verbindungen mit Schwingungsüberlagerung lagen beim Clinchen etwas unter der konventionellen Verbindungsfestigkeit, während beim Stanznieten mit Schwingungsüberlagerung die dynamischen Verbindungsfestigkeiten leicht erhöht wurden. Aufgrund massiver Geräuschentwicklung konnte das potentialträchtige Verfahren allerdings bislang nicht in die Serie umgesetzt werden, weshalb weitere Untersuchungen sich auf höherfrequente Anregungen beschränken sollten. Hahn [77] untersuchte tiefergehend die Auslegung eines C-Bügels für dynamische Stanz- und Clinchmaschinen im hochfrequenten Bereich und ging vor allem auf schwingungs-

isolierende und verstärkende Maßnahmen ein. Ziel war es, unter Ausnutzung dynamischer Effekte den C-Bügel ausreichend zu dimensionieren und dennoch möglichst klein und leicht zu gestalten. Ein weiterer Ansatz zur Reduzierung von Fügekräften beim Clinchen besteht in den Ausführungen von Breckweg [78]. Hierbei wurde das Clinchverfahren mit einer Radialbewegung überlagert, wobei Reduzierungen der Fügekraft von bis zu 65 % durch eine veränderte Prozessführung erzielt wurden. Untersuchungen von Wanner et al. [79] zum Clinchen von Stahl- und Aluminiumwerkstoffen wiesen unter Einwirkung eines schwingenden Oberwerkzeugs mit Leistungsltraschall eine Fügekraftreduzierung von bis zu 20 % in Abhängigkeit von der Erregeramplitude nach. Nachteilige Auswirkungen auf die Ausbildung der Fügeverbindung durch die Kraftoszillation mit $f = 20$ kHz und einer maximalen Amplitude von 15 μm konnten nicht ermittelt werden. Spätere Untersuchungen von Wanner et al. innerhalb des EFB-Forschungsberichtes „Fertigungs-gestaltung beim Clinchen mit Leistungsltraschall“ [20] zeigten ebenfalls eine Reduzierung der Fügekräfte. Diese wurden allerdings hauptsächlich auf verminderte Oberflächenreibung zurückgeführt. Einflüsse von Ultraschall auf die Verbindungsfestigkeit oder auf einen veränderten Werkstofffluss unter der Frequenz 20 kHz konnten erneut nicht festgestellt werden. Auch hierbei lag der Fokus auf der Miniaturisierung eines C-Bügels dank geringerer Umformkräfte.

2.2.4 Ultraschallunterstützte Umformprozesse

Um einerseits das Umformvermögen des Werkstoffs zu steigern und andererseits nötige Umformkräfte zu reduzieren, wurden neben ultraschallunterstützten Verbindungstechniken und Grundlagenuntersuchungen, wie Zug- oder Druckversuchen, auch Umformprozesse mit hochfrequenter Schwingung überlagert. Über eine Vielzahl an ultraschallüberlagerten umformenden Verfahren gibt Siddiq [80] einen kurzen Überblick. Ashida und Aoyama [81] überlagerten bei einem Tiefziehprozess den Umformstempel sowie die verwendete Matrize mit einer 20 kHz-Schwingung um eine Kraftreduktion zu erreichen. Hierzu legten die Autoren zunächst die Matrize sowie den Umformstempel schwingungstechnisch durch FE-Simulationen eigenresonant aus. Experimentelle Untersuchungen des Prozesses mit Ultraschallüberlagerung folgten. Hierbei wurden aufgrund reduzierter Oberflächenreibung höhere Umformgrade und eine verbesserte Oberflächenqualität durch die hochfrequente Schwingungsüberlagerung erreicht. Auch Peacock [82] überlagerte einen Tiefziehprozess mit hochfrequenter Schwingung durch einen angeregten Tiefziehstempel. Er schloss aufgrund der reduzierten Umformkräfte auf eine massive Reibungsreduktion. Dennoch stellte er in Aussicht,

dass ebenfalls thermische Effekte ähnlich einer Warmumformung für die Kraftreduktion verantwortlich sein könnten. Jimma [83] wies in Untersuchungen durch die Überlagerung von Tiefziehprozessen mit einer 28 kHz-Oszillation gleichfalls eine Kraftreduktion sowie ein erweitertes Umformvermögen nach. Durch die Schwingungsüberlagerung von Umformstempel und Niederhalter konnte zudem eine verbesserte Maßhaltigkeit nachgewiesen werden. Kurz [84] untersuchte im Gegensatz dazu Tiefziehprozesse mit pulsierendem Niederhalter und konnte ebenfalls trotz veränderter Schwingungseinleitung vergleichbare Phänomene erkennen. Durch den pulsierenden Niederhalter konnte eine Reduzierung der Umformkraft um bis zu 20 % erreicht werden. Zusätzlich verbesserte sich neben einer erheblichen Verringerung des Schmierstoffvolumens die Oberflächenqualität. Einflüsse der Frequenz konnten dabei nicht beobachtet werden, während eine Veränderung der Amplitude einen nahezu linearen Einfluss auf die Kraftreduktion bewirkte. Neben beispielhaft genannter Blechumformungen existieren zudem Forschungsvorhaben zu schwingungsüberlagerten Massivumformprozessen. Groche [85] zeigte beim Axialformen von Verzahnungen eine 50 %-ige Kraftreduktion durch eine Schwingungsüberlagerung. Die Ursache der detektierten Kraftreduktion begründete er hauptsächlich in der Reduzierung der Reibkräfte. Hierbei spielt laut Groche maßgeblich das durch die alternierende Stempelbewegung mögliche Auffüllen der Schmierstofftaschen eine erhebliche Rolle. Seine experimentellen Untersuchungen untermauerte er zudem durch simulative Ergebnisse. Auch Behrens [86] untersuchte eine Schwingungsüberlagerung beim Gesenkschmieden. Hier konnte allerdings keiner der erwarteten Effekte nachgewiesen werden.

2.3 Messung hochfrequenter Kräfte

Kraftmessungen im (quasi-)statischen Bereich sind sowohl in Anwendung als auch in Kalibrierung bereits von namenhaften Kalibrierlaboratorien wie der Physikalisch-Technische Bundesanstalt (PTB) [87] tiefgehend erforscht und in Normen, wie der DIN EN ISO 376 [88] festgehalten. Die Kraftmessung und die Kalibrierung von Kraftsensoren im dynamischen Bereich stellt dagegen nach wie vor eine Herausforderung dar, um oszillierende Kräfte messen zu können. Eine einfache Kalibriermöglichkeit, wie beispielsweise der Abgleich der Kraftmessdose (KMD) über eine definierte Masse unter Berücksichtigung der Erdbeschleunigung, ist in dynamischen Anwendung nicht zulässig. Daher muss ein wesentlich höherer Aufwand betrieben werden, um Kraftsignale zu validieren. Hierzu entwickelte Kümme et al. [89] bereits 1990 ein Verfahren zur Kalibrierung von DMS-basierten Kraftsensoren für dynamische Kräfte, gefolgt von G. Lauer [90] für piezoelektrische Kraftmessdose.

Beide Untersuchungen identifizierten bewegte Massen, Dämpfungen und Steifigkeiten der angeregten Struktur als ausschlaggebende Einflussgrößen für dynamische Kraftmessungen und zogen eine Analogie zu einem Einmassenschwinger. Grundlegende experimentelle Untersuchungen mit Shakeranregung⁴ und Beschleunigungsmessungen via Laser-Interferometrie unterstützten dabei ihre These. Später erarbeitete A. Sawla [91] mittels synchroner Beschleunigungsmessungen unterschiedlicher signifikanter Punkte eine elektrische Schaltung zur beschleunigungsabhängigen Korrektur des Kraftsignals durch Manipulation des Spannungssignals der Kraftmessdose. Ein vergleichbarer Ansatz zur Korrektur des Rohsignals der Kraftmessung durch Korrekturfaktoren verfolgte etwas später C. Schlegel [92] sowohl für piezo-, als auch für DMS-basierte Kraftaufnehmer mittels Shakeranregung bis zu einem Frequenzbereich von 3 kHz. Es folgten computergestützte numerische Untersuchungen, validiert mit dreidimensionale Beschleunigungsmessungen zur Extraktion von Schwingungsmoden des gleichen Aufbaus [93]. Neben Untersuchungen dynamischer Kraftmessungen durch eine sinusförmige Shakeranregung verfolgt Y. Fujii [94] den Ansatz der Kalibrierung von Kraftsensoren durch eine Impulsanregung⁵. Dabei regt er ein vertikal schwingendes System mit einem Modalhammer an bei zeitgleicher Geschwindigkeitsmessung der bewegten Masse. Auch hierbei wird bei der Anregung bis 1 kHz ein frequenzabhängiges Antwortverhalten der Struktur für den untersuchten Punkt bestätigt und der Vergleich zu einem Einmassenschwinger gezogen. Weiter geht Y. Fujii in seinen Untersuchungen auf die Ortsabhängigkeit der Kraftmessung ein aufgrund unterschiedlicher Dämpfungen und zeitlich leicht versetzter Schwingungsbildung.

Es besteht unter den Autoren Konsens über den hohen Einfluss der Ortsabhängigkeit bei dynamischen Kraftmessungen, wodurch der Platzierung der Kraftmessdose eine entscheidende Rolle zukommt. Unter Berücksichtigung der bewegten Masse, Steifigkeits- sowie Dämpfungseigenschaften des Versuchsaufbaus ist eine gründliche Analyse des Schwingverhaltens der Gesamtstruktur unvermeidlich, um eine adäquate dynamische Kraftmessung zu erhalten.

2.4 Zusammenfassende Bewertung

Verstemmen zählt zu den mechanischen Fügeverfahren durch Umformung. Durch das Ausbilden einer Wulst aus umgebendem Werkstoff mittels eines Werkzeugs wird ein eingepresstes Einlegeteil mit dem Werkstück form- und

⁴ Shakeranregung: Anregung einer Struktur über eine harmonische Schwingung mit bestimmter Frequenz und Amplitude.

⁵ Impulsanregung: Breitbandanregung einer Struktur über einen Modalhammer.

kraftschlüssig verbunden. Hohe Prozesskräfte und gefordertes Fließverhalten der Werkstoffe grenzen dabei den Einsatz des Verfahrens ein.

Das bereits seit 1955 durch Langenecker und Blaha [28] bekannte Potential der Überlagerung konventioneller Umformprozesse mit Ultraschall wurde in einer Vielzahl an Grundlagenuntersuchungen betrachtet. Der Großteil der Studien beschreibt Auswirkungen in Form einer Kraftreduzierung, einer Oberflächenoptimierung oder erhöhtem Werkstofffließverhalten. Diese Auswirkungen führen die Autoren auf unterschiedliche Effekte zurück, welche grundlegend in vier Kategorien eingeteilt werden können:

- Werkstoffseitige Effekte
- Thermische Effekte
- Tribologische Effekte
- Dynamische Effekte

Insbesondere ältere Forschungsbeiträge versuchen die detektierten Phänomene mittels werkstoffseitigen Effekten, wie Aktivierungen von Versetzungen oder vermehrter Absorption von Ultraschall an Gitterbaufehlern sowie reduzierter Peierls-Spannung, zu erläutern. Nachweise dieser Thesen bleiben jedoch bis heute aus und gestalten sich aufgrund komplexer mikrostruktureller Einflüsse sehr problematisch. Der Großteil bekannter Studien und Untersuchungen identifizierte zudem thermische Effekte durch Ultraschall. Dabei traten vermehrt lokal erhöhte Temperaturen innerhalb der Umformzone auf. Vergleiche zur Warmumformung wurden oftmals gezogen, konnten jedoch bisher nicht in vollem Umfang die Auswirkungen einer überlagerten Schwingung aufklären. Hauptsächlich bleibt hier der Nachweis für temporäres Zuschalten von Ultraschall und dessen instantane Wirkung offen, da das Abkühlen der Werkstoffe für gewöhnlich verzögert und vergleichsweise langsam erfolgt. Weitere Forschungsvorhaben untersuchten gezielt tribologische Auswirkungen durch eine Schwingungsüberlagerung. Darunter sind sowohl Grundlagenuntersuchungen an Tribometern, wobei richtungsabhängige Reibungsreduktionen analysiert wurden, als auch reibungsbehafete Umformprozesse, wie Tiefziehen, Draht- und Rohrziehen, Extrudieren und einige mehr zu nennen. Dabei konnte stets eine Verbesserung der Oberflächengüte sowie eine Reduzierung der Zieh- und Umformkräfte erreicht werden. Es besteht allgemeiner Konsens über eine zumindest teilweise vorhandene Reibungsreduktion durch Ultraschall, was über Rauheitswerte unterschiedlicher Autoren nachgewiesen wurde. Dennoch übersteigen die reduzierten Prozesskräfte durch Ultraschall die vorhandenen Reibkräfte meist erheblich, weshalb tribologische Effekte keinen ganzheitlichen Erklärungsansatz für eine Kraftreduzierung darstellen. Eine weitere Theorie zur Erläuterung der Kraftreduzierung durch Ultraschall besteht laut einer Vielzahl an Studien in dynamischen Effekten. Hierbei kommt es durch eine Superposi-

tion dynamischer und statischer Anteile zu einer Reduzierung der mittleren Prozesskraft. Die lokal vorhandenen Maximalkräfte jeder einzelnen Kraftoszillation reichen dabei stets an den konventionellen Kraftverlauf heran. Dies führt zu einer Reduzierung der mittleren Prozesskräfte um die Kraftamplitude. Der Nachweis hierfür erfolgte hauptsächlich durch den Einsatz der Finite-Elemente-Methode (FEM) sowie moderner hochfrequenter Messtechnik. Experimentell gemessene Maximalkräfte der Oszillationen reichten jedoch im Gegensatz zu den simulativen Ergebnissen nur sehr selten bis an die konventionelle Kraft. Hierzu wäre eine exakte Messung oszillierender Kräfte nötig, welche einer dynamischen Kalibrierung der Kraft bedürften. Bislang sind keine ultraschallunterstützten Umformprozesse bekannt, die diesen messtechnischen Herausforderungen gerecht werden. Daher können zum aktuellen Zeitpunkt auch dynamische Effekte durch das Superpositionsprinzip die Kraftreduzierung durch Ultraschall nicht ganzheitlich erläutern.

Trotz nachweislicher Auswirkungen einer Ultraschallüberlagerung konventioneller Prozesse besteht derzeit keine generelle Erläuterung, welche die Ursachen und Wirkzusammenhänge gesamtheitlich beschreibt. Um das Potenzial von Ultraschall genauer bewerten zu können und zielgerichtet auf Umformprozesse anzuwenden, besteht daher weiterer Forschungsbedarf.

3 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

Die Überlagerung mechanischer Füge- und Umformprozesse mit Ultraschall zeigt großes Potential bei der Reduzierung von Prozesskräften, wodurch die Prozessgrenzen des Verstemmverfahrens erweitert werden könnten. Mangelnde Prozesskenntnisse verhindern jedoch bislang die industrielle Anwendung ultraschallüberlagerter Verfahren. Insbesondere die zugrundeliegenden Wirkmechanismen, welche zu einer Reduzierung von Prozesskräften durch eine Ultraschallüberlagerung führen, sind zum aktuellen Zeitpunkt nicht ausreichend verstanden.

Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit ist die Erarbeitung eines ganzheitlichen Prozessverständnisses für den ultraschallüberlagerten Verstemmprozess an hochlegiertem Edelstahl. Auf Basis experimenteller und simulationsunterstützter Untersuchungen sollen eine Reduzierung der Prozesskraft nachgewiesen und Prozessparameter, die zu einer Reduzierung der Prozesskraft führen, identifiziert werden. Darauf aufbauend werden die Wirkmechanismen der ultraschallbedingten Kraftreduzierung grundlegend analysiert, mit dem Ziel, den maßgebenden Einfluss der Kraftreduzierung beim Verstemmen zu bestimmen. Die gewählte methodische Vorgehensweise zur Zielerreichung ist in Bild 2 veranschaulicht.

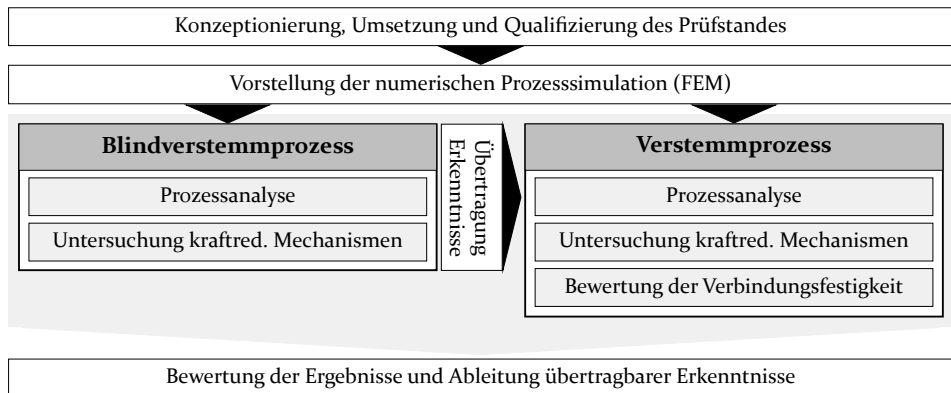


Bild 2: Methodische Vorgehensweise

Die Überlagerung des Verstemmprozesses mit Ultraschall führt aufgrund des hohen Frequenzbereiches zu erheblichen schwingungstechnischen Ansprüchen an den Prüfstand. Um möglichen Resonanzeffekten vorzubeugen und ein optimales Verhalten des Prüfstandes im Frequenzbereich des Ultraschalls zu gewährleisten, ist daher eine grundlegende modale Qualifizierung des

Prüfstandes sowie der hochfrequenten Messtechnik zwingend erforderlich. Als Grundlage für nachfolgende Untersuchungen ist zudem die genaue Erfassung hochfrequenter Kräfte von besonderer Bedeutung, um die Kraftreduzierung durch Ultraschall quantifizieren zu können. Die Entwicklung und Implementierung einer geeigneten Messstrategie zur exakten Erfassung hochfrequenter Kräfte steht daher ebenfalls im Fokus der Untersuchungen.

Für zusätzliche modelltheoretische Untersuchungen des ultraschallüberlagerten Verstemmprozesses wird das numerische Simulationsmodell kurz vorgestellt, um es im weiteren Verlauf dieser Arbeit gewinnbringend einsetzen zu können und kraftreduzierende Einflüsse zu bewerten. Insbesondere die Modellierung des Ultraschalls und die gewählten Randbedingungen zur Implementierung der hochfrequenten Oszillation sind dabei von zentraler Bedeutung, um die hohe Dynamik in der Simulation darzustellen.

Mithilfe des entwickelten Prüfstandes wird der ultraschallüberlagerte Verstemmprozess zunächst vereinfacht in Form einer Blindverstemmung untersucht. Ziel ist es, durch unkompliziertere Randbedingungen sowie leichtere Zugänglichkeit und verbesserte Analysemöglichkeiten den Prozess grundlegend zu charakterisieren, um die gewonnenen Erkenntnisse später auf den komplexeren Verstemmprozess zu übertragen. Aufbauend auf der Prozessanalyse schließt sich die Untersuchung kraftreduzierender Mechanismen infolge der Ultraschallüberlagerung an. Auf Basis bestehender Erklärungsansätze gemäß dem aktuellen Stand der Forschung soll durch eine getrennte Untersuchung und Bewertung von tribologischen, thermischen, werkstoffseitigen und dynamischen Einflussfaktoren der maßgebende Mechanismus identifiziert werden. Um deren Einflussnahme bewerten zu können, werden vergleichende Experimente ohne Ultraschall, modelltheoretische Betrachtungen und metallografische Analysen durchgeführt.

Die geeigneten Prozessparameter für eine maximale Kraftreduzierung sowie die gewonnenen Erkenntnisse aus dem Blindverstemmprozess werden dann auf den eigentlichen Verstemmprozess übertragen und innerhalb einer grundlegenden Prozessanalyse validiert. Nach Abschluss der Charakterisierung des Verstemmprozesses werden auch hier zugrundeliegende Mechanismen, die unter Ultraschall zu einer Kraftreduzierung führen, analog dem Blindverstemmprozess systematisch untersucht. Daran anknüpfend wird die Verbindungsfestigkeit der Fügestelle bewertet, mit dem Ziel einen Vergleich der Belastbarkeiten ohne und mit Ultraschall zu quantifizieren.

Abschließend werden die wissenschaftlichen Untersuchungsergebnisse für den ultraschallüberlagerten Verstemmprozess qualifizierend zusammengefasst. Im Fokus steht dabei die Einschätzung möglicher Potenziale und Herausforderungen für die industrielle Anwendung der Technologie.

4 Peripherie, Systemtechnik, Prüfverfahren und Werkstoffe

Im folgenden Kapitel werden die zur Charakterisierung angewandten Methoden, die verwendete Peripherie, die Versuchseinrichtungen sowie die verwendeten Werkstoffe vorgestellt, um deren Eigenschaften und Beschaffenheiten bereits bei der Auslegung berücksichtigen zu können.

4.1 Verwendete externe Systemtechnik

Für die Charakterisierung der Prozesssequenz sowie der tiefgehenden Untersuchung einzelner Effekte des ultraschallüberlagerten Verstemmprozesses ist eine sensible und hochauflösende Mess- und Systemtechnik unumgänglich. Daher wird die verwendete Systemtechnik hier kurz vorgestellt.

4.1.1 Ultraschallschwingsystem

Zur Realisierung der gewünschten Ultraschallfrequenzen wird auf eigenfrequente, longitudinale⁶ Schwingsysteme der Fa. TELSONIC GmbH zurückgegriffen. Aufgrund der hohen Umformkräfte beim Verstemmprozess beschränkt sich die Wahl der möglichen Schwingsysteme, welche einer Belastung von 50 kN standhalten, auf die Erregerfrequenzen: 15kHz; 20kHz. Die verwendeten Schwingsysteme ähneln durch den vertikalen Aufbau und der damit verbundenen in Krafrichtung schwingenden Oszillation einer Ultraschallschweißanlage für Kunststoffe. Um Ultraschallschwingungen zu erzeugen, wird zunächst ein hochfrequentes sinusförmiges Spannungssignal im analogen Generator (*SG22 8000-15-4* / *SG22 6500-20-4*) erzeugt. Dieses Spannungssignal mit der maximalen Generatorleistung (P_{US}) von 8 kW bei 15 kHz bzw. 6,5 kW bei 20 kHz wird dann an das Schwingsystem transferiert. Die verwendeten Ultraschallschwingsysteme bestehen prinzipiell aus den drei wesentlichen Komponenten, Konverter, Booster und Sonotrode.

Die Konverter (*SE 1580A-2* / *SE 2030A-2*) wandeln die hochfrequente Wechselspannung des Generators durch piezoelektrische Keramiken in eine sinusförmig oszillierende Längenänderung ($A = 12 \mu\text{m}$ bzw. $10 \mu\text{m} \pm 6\%$). Die ausgegebene Schwingweite des Converters kann durch akustisch abgestimmte Booster vergrößert oder verringert werden, um die gewünschte Amplitude

⁶ Longitudinalwelle: Phys. Welle, die in Ausbreitungsrichtung schwingt [95]

für den Prozess einzustellen. Dies erfolgt unter Ausnutzung unterschiedlicher Massenverhältnisse oberhalb und unterhalb des Schwingungsknotens. Neben der Übersetzung der Schwingungsamplitude dient der eigenresonant schwingende Booster zudem als Energiespeicher, um temporär auftretende Frequenzverschiebungen oder Dämpfungsspitzen abzufedern. Das ebenfalls eigenresonant schwingende Ultraschallwerkzeug, die sogenannte Sonotrode, schließt sich dem Booster an und transferiert die mechanische Schwingung in den Zielbereich. Für eine exakte Einstellung der Amplitude kann neben der mechanischen Booster- und Sonotrodenübersetzung zudem die Generatorspannung im Bereich 70 % bis 100 % variiert werden, wodurch die Längenänderung der Piezokeramiken beeinflusst wird und eine Feinjustage ermöglicht wird. Amplituden von $A = 7$ bis $45 \mu\text{m}$ können so an der Stirnfläche verwendeter Sonotroden sehr genau eingestellt und realisiert werden. Generatorleistung (P_{US}), anliegende Frequenz des Schwingsystems, vorgegebene Amplitude (A) sowie Generatorfehler werden vom Ultraschallgenerator als Ausgangsmesssignale bereitgestellt und dienen der Charakterisierung des schwingungsüberlagerten Prozesses.

4.1.2 Optisches Wegmesssystem

Für möglichst genaue Beschleunigungs- und Bewegungsdetektionen kommt ein hochauflösendes Laser-Doppler-Vibrometer der Fa. Polytec zum Einsatz. Das optische Einpunkt Vibrometer, bestehend aus Messkopf (*OFV-525-KA*) und Controller (*OFV-5000*), erfasst Schwingungen über die Änderung in der Frequenz des Lichtes, das von der bewegten Oberfläche zurückgestreut wird. Schwingungen bis in den MHz-Bereich mit sehr linearer Phasenkennlinie und Amplitudengenauigkeit können so detektiert werden. Die über den digitalen Decoder (*VD-09*) via Doppler-Frequenzverschiebung durch Interferometrie bestimmte Geschwindigkeit wird im Wegdecoder (*DD-900*) durch zeitliche Integration des Messsignals in ein Bewegungssignal gewandelt. Geschwindigkeiten von bis zu 10 m/s bei einer Geschwindigkeitsauflösung von $0,02 \mu\text{m/s}$ und einer daraus resultierenden Wegauflösung von 15 pm können so bis zu einer Frequenz von 2,5 MHz gemessen werden. Prinzipiell besteht auch über das Zählen von Hell-Dunkelübergängen im Detektor und geschickter Interpolation die Möglichkeit direkt das Wegsignal ohne Integration zu erfassen. Aufgrund der hohen Erregerfrequenz des Ultraschallsystems ist die beschriebene Demodulation der Geschwindigkeit jedoch aufgrund erhöhter Genauigkeit die präferierte Variante. Die verwendete 'out of plane'-Messung⁷ des differentiellen Messsystems wird im Prozess über ein Triggersignal definiert auf Null gesetzt, um absolute, zeitsynchronisierte Wegdaten

⁷ 'out of plane'-Messung: Schwingungsmessung in Richtung des Laserstrahls [96]

zu erhalten. Die berührunglose, hochsensible Bewegungsmessung des roten Lasers ($\lambda = 633 \text{ nm}$) mit einer elektrischen Leistung von 1 mW besitzt einen minimalen Fokusbereich von $\varnothing = 45 \text{ }\mu\text{m}$ bei einem Arbeitsabstand von 500 mm. Laser-Doppler-Vibrometer können damit sehr lokal und hoch aufgelöst Bewegungen detektieren, ohne Einfluss auf den Prozess auszuüben.

4.1.3 Temperaturmessung

Temperaturverläufe und Maximaltemperaturen werden mit dem Messdatenerfassungssystem ADwin-Pro II von der Jäger Messtechnik GmbH erfasst. Über das integrierte Signalaufbereitungsmodul für Temperaturmessungen (*Pro-TC-8-ISO / PT100*) können mit 16 bit acht Thermolemente zeitgleich unter der Abtastrate 5 kHz kanalweise isoliert voneinander gemessen werden. Durch die eher ungewöhnlich hohe Abtastrate für Temperaturmessungen können im hochdynamischen Prozess steile Temperaturgradienten sehr genau ermittelt werden und so die Qualität der Messergebnisse signifikant verbessern. Ein integrierter, absolut messender Temperaturfühler im Signalaufbereitungsmodul erfasst synchron die Raumtemperatur. Dies ermöglicht die direkte Ausgabe absoluter Temperaturmessgrößen der über den Seebeck-Effekt⁸ differenziell messenden Thermolemente am Messort. Die Programmierung des Systems erfolgt mittels der Software ADbasic 5, (V5.o.6.78).

4.1.4 Hochgeschwindigkeitskamera

Die visuelle Prozesserfassung erfolgt mit der monochromen CMOS-Hochgeschwindigkeitskamera Fastcam SA5 von Photron. Mit der maximalen Bildwiederholrate von 775 000 fps (frames per second) und der Sensorauflösung von 1024×1024 Pixeln lassen sich selbst schnellste Bewegungen präzise detektieren. In Kombination mit dem Objektiv AF-S Nikkor 70 – 200 mm 1 : 4 G ED VR von Nikon sind bei einem minimalen Bildabstand von 1 m selbst kleinste Bewegungen erkennbar. Trotz der großen Blende des Objektivs ist aufgrund einer minimal möglichen Shutterzeit $> 369 \text{ ns}$ für eine ausreichende Ausleuchtung des Prozesses zu sorgen. Hierzu werden zwei Kaltlichtquellen (*Typ ZLED CLS9000*) der Fa. Zett mit 900 lm verwendet. Die Steuerung und Aufzeichnung sowie die Auswertung der Bilddaten erfolgt über die Software PFV 3.6.7.o (*Photron FASTCAM Viewer*).

⁸ *Seebeck-Effekt*: Auch *thermoelektrischer Effekt* genannt. Er beschreibt die Wechselwirkung zwischen Temperatur und Elektrizität [97]

4.1.5 Druckprüfmaschine

Für Dichtheitsmessungen der Fügeverbindung verstemmter Probenkörper wird eine Sonderanfertigung der elektro-hydraulischen Druckprüfmaschine von Ehrler Prüftechnik Engineering GmbH als Prüfmittel herangezogen. Die ursprünglich für Berstdruckversuche von Bremssystemen entwickelte, druckgeregelter Maschine kann bei einem maximalen Druckgradienten (g) von 200 bar/s mit dem elektro-hydraulischen Zylinder ein maximales Flüssigkeitsvolumen von 150 mL bewegen. Als Medium wird für Dichtheitsversuche herkömmliche Bremsflüssigkeit (*Safebrake 14 M [DOT 4]*) verwendet. Der maximal erreichbare Berstdruck bzw. Auspressdruck (p_A) der Maschine beträgt 2250 bar bei einem Messfehler $<0,25\%$. Zu testende Probenkörper werden über abgedichtete Feingewinde M10 mit der Druckprüfmaschine in einer schlaggesicherten Zelle verbunden und mit Druck beaufschlagt. Auspressdruck (p_A), bewegtes Flüssigkeitsvolumen (V), als auch Zylinderhub (s_z) werden hierbei unter einer Abtastrate von 1 kHz erfasst, sodass mögliche Druckabfälle sehr genau bestimmt werden können. Leckage oder Auspressdrücke werden über anhaltenden bzw. abfallenden Druck bei weiter steigendem bewegten Volumen des Flüssigmediums detektiert und dokumentiert. Die Bedienung der Maschine erfolgt über die Steuersoftware HNC 100 der Bosch Rexroth AG.

4.2 Probenwerkstoff

Zur Untersuchung des erweiterten Werkstofffließverhaltens infolge einer Ultraschallüberlagerung wurde bewusst ein als schwer umformbar und nur bedingt schweißbar geltender korrosions- und säurebeständiger Stahl gewählt. Der zu untersuchende hochlegierte, martensitische Werkstoff X17CrNi16-2 (1.4057) ist angelehnt an einen Serienwerkstoff für Hochdruckpumpen der Robert Bosch GmbH. Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs kann Tabelle 1 entnommen werden.

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung des Probenwerkstoffs: X17CrNi16-2 [98]

	C	Si	Mn	P	Cr	Mo	Ni
Massenanteil in %	0,13	0,39	0,59	0,02	16,06	0,09	2,01

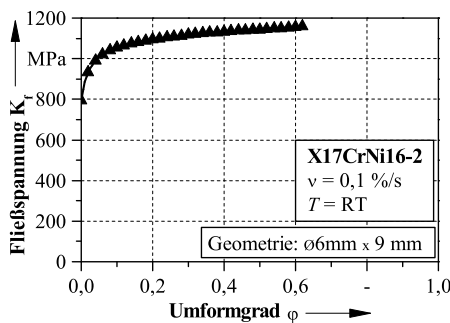
Mechanische Eigenschaften des Probenwerkstoffs wurden am Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT) der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-

Nürnberg (FAU) im Zuge einer umfassenden Werkstoffcharakterisierung selber Charge erfasst. Auf Basis von Stauchversuchen weist der Werkstoff mit einer Druckfestigkeit (σ_{dB}) von 1183 MPa und einer 0,2 %-Dehngrenze ($R_{p0,2}$) von 796 MPa keine ausgeprägte Streckgrenze bei einem Elastizitätsmodul (E) von 216 069 MPa auf. Weitere physikalische und thermische Werkstoffeigenschaften, welche in der Prozesssimulation Anwendung finden, werden der kommerziellen Materialdatenbank JMatPro 6.2.1 der Fa. Sente Software Ltd entnommen und sind in Tabelle 2 aufgelistet.

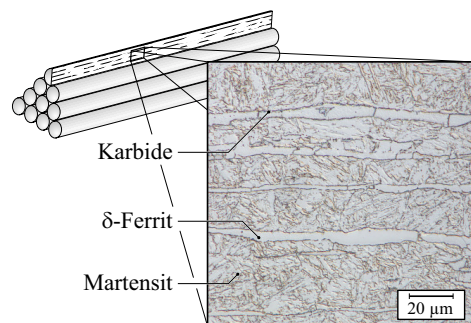
Tabelle 2: Phys.[99] und mech.[100] Eigenschaften des Probenwerkstoffs X17CrNi16-2

E	$R_{p0,2}$	σ_{dB}	κ	c_p	ρ
21,61 GPa	796 MPa	1183 MPa	17,6 W/(m K)	452 J/(kg K)	7,8 kg/dm ³

Die in den Arbeiten von Michalski [100] experimentell ermittelte Fließkurve durch Stauchversuche kann Bild 3a entnommen werden. Das stranggegossene, vergütete und walzgeschälte Halbzeug ($\varnothing 50$ mm x 1 m) weist in seiner martensitischen Gefügestruktur entlang der Zugrichtung zeitlig angeordnete δ -Ferrit-Körner auf. Diese können durch Gefügeätzungen, wie in Abschnitt 4.4.1 erläutert, sichtbar gemacht werden. Zusätzlich kommt es an den Korngrenzen aufgrund des hohen Kohlenstoffanteils beim Weichglühen teils zu Ausscheidungen von Karbiden, wie Bild 3b erkennen lässt.



(a) Fließkurve [100]



(b) Schliffbild

Bild 3: Charakterisierung der Werkstoffeigenschaften über approximierter Fließkurve aus dem Stauchversuch [100] sowie eine Schliffbildätzung des verwendeten Probenwerkstoffs.

4.3 Signalauswertung und Darstellung der Ergebnisse

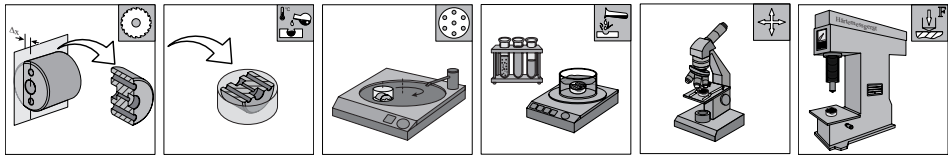
Auswertung und Messdatenanalyse sowie die Zusammenführung und Synchronisation erzeugter Daten aus Pressensteuerung und externer Messtechnik erfolgt über die kommerzielle Analysesoftware FAMOS 7.0 (Rev.8) der Fa. imc Meßsysteme GmbH. Aufgrund der hochfrequenten Anregung des Verstemmprozesses sind hohe Abtastraten und synchrone Aufzeichnung einer Vielzahl an Signalen und Datenmesspunkten nötig, um den Prozess adäquat charakterisieren zu können. Daher ist eine Analysesoftware, welche sich vor allem durch eine sehr hohe Geschwindigkeit für Darstellung und Bearbeitung großer Datensätze auszeichnet nötig, um ein sinnvolles Arbeiten zu gewährleisten. Verschiedene mathematische Operationen, elektronische Filter und integrierte anwendungsorientierte Funktionen zur manuellen oder automatischen Bearbeitung und Auswertung der Signale unterstützen hier bei der Auswertung aufgenommener Signale. Zur Erstellung von Skizzen und Prinzipdarstellungen wird die Grafik- und Bildbearbeitungssoftware CorelDRAW *Graphics Suite X6* verwendet. Die verwendeten Linien-, Säulen- sowie Konturdiagramme werden ausschließlich mittels des Darstellungsprogramms *Origin 8 SR2* von OriginLab Corporation erzeugt. Signalverläufe werden dabei exemplarisch anhand einer repräsentativen Kurve dargestellt und besprochen. Um die Streuung der Ergebnisse zu berücksichtigen, wird jede Messgröße zusätzlich in einem Balkendiagramm zusammengefasst, wobei Streubalken den jeweils maximal und minimal gemessenen Wert ausweisen. In der Darstellung sämtlicher Diagramme wird darüber hinaus auf eine einheitliche Farbgebung geachtet:

- Experimentelle Ergebnisse ohne Ultraschall → Schwarz, Grau
- Experimentelle Ergebnisse mit Ultraschall → Blau
- Ergebnisse aus FEM-Simulation → Grün

4.4 Probencharakterisierung

Die Auswertung der Probenkörper erfolgt über Lichtmikroskopie, wobei anhand optischer Vermessung der Umform- und Fügezone signifikante geometrische Maße ausgewertet und miteinander verglichen werden. Im Nachgang wird die Gefügestruktur der Umformzone über geätzte Schliffbilder am Mikroskop analysiert, um beispielsweise das Fließverhalten der Proben zu charakterisieren. Zusätzlich erfolgt die Auswertung der Probenkörper über die Untersuchung des Verfestigungsverhaltens in der Umformzone durch eine Instrumentierte Eindringprüfung. Aufgrund der hohen Relevanz der Probenauswertung für die Interpretation der Ergebnisse werden die einzelnen

Schritte im Folgenden kurz erläutert. Zum besseren Verständnis sind die einzelnen Teilschritte in Bild 4 schematisch dargestellt.



(a) Trennen (b) Einbetten (c) Schleifen (d) Ätzen (e) Vermessen (f) Härtebestimmung

Bild 4: Schematische Darstellung der Probenpräparation für die Versuchsauswertung

4.4.1 Schlifferstellung

Für die metallografische Auswertung und Vermessung der Versuchskörper werden die Umform- und Verstemmproben zunächst außermittig längs der Fügestelle mit der Trennmaschine Secotom-50 der Fa. Struers GmbH in zwei Hälften geteilt (siehe Bild 4a). Im Warmeinbettverfahren werden dann die aufgetrennten Proben in zylindrische Formen ($\varnothing 40$ mm) unter der Presskraft 30 kN bei 180 °C auf einer PronotPress-20 verpresst. Das mit Mineralstoffen angereicherte verwendete Epoxidharz *Durofast* als Einbettmittel weist dabei eine vergleichbare Härte wie der Grundwerkstoff und ein sehr geringes Schrumpfverhalten auf, wodurch es sich sehr gut als Einbettmittel eignet. Von einer thermischen Beeinträchtigung des Gefüges durch das Warmeinbettverfahren ist beim verwendeten Werkstoff nicht auszugehen. Anschließend Schleif- sowie Poliervorgänge am automatisierten Schleifautomaten Struers Tegramin-30 (Bild 4c) dienen einerseits der Verbesserung der Oberflächenqualität für nachfolgende Analysen, tragen andererseits aber auch den über die Probenmitte ragenden Werkstoff ab. Durch 15 Schleif- und Polierstufen bis zu einer minimalen Körnung von 1 μm wird gewährleistet, dass spätere Analysen exakt in Probenmitte bei bestmöglicher Ebenheit und einer Oberflächenqualität mit der Rauheit $R_z = 0,41 \mu\text{m}$ erfolgen.

Um das Gefüge in der Umformzone sichtbar zu machen und grundlegend zu untersuchen, werden die Schliffproben einer Kurzzeit-Tauchätzung bei erhöhter Temperatur von 60 °C unterzogen. Durch die Mikroätzung mit V2A-Beize (auch als Königswasser bekannt) im Verhältnis 1 : 1 Beize zu Ethanol wird die Gefügestruktur dabei durch 90 s kontinuierliches Schwenken im Beizebad entwickelt (Bild 4d).

4.4.2 Lichtmikroskopie

Sowohl für die Charakterisierung des Grundgefüges als auch für die Bewertung tribologischer und genereller umformtechnischer Einflüsse erfolgt die optische Auswertung mittels Lichtmikroskopie (Bild 4e). Im Rahmen dieser Arbeit wird hierzu das Durchlicht-/ Auflichtmikroskop *BX51TRF* von Olympus mit einer digitalen Fotokamera Olympus *DP26* verwendet. Lichtbildaufnahmen von metallografisch präparierten Proben werden über die Analysesoftware Stream Essential 1.7 vermessen, diagnostiziert und ausgewertet. Vergrößerungen bis zu 500-fach können dabei mit dem Mikroskop realisiert werden, sodass neben Übersichtsaufnahmen der Fügezone auch Detailaufnahmen zur Charakterisierung des Fließverhaltens möglich sind. Um Gefügebestandteile des Werkstoffs herauszustellen, wird überdies der DIC-Filter *U-DICR*, der Analysator *U-AN360-3* und dazugehöriger Polarisator *U-PO3* von Olympus in den optischen Strahlengang geschaltet.

4.4.3 Konfokalmikroskop

Alternativ zur konventionellen Lichtmikroskopie erfolgen optische Vermessungen kleiner Geometrien sowie Rauheitsmessungen über das 3D-Confocal Laser Scanning Microscope (CLSM) *LEXT OLS 4000* von Olympus. Mittels der maximalen Auflösung von $0,01\ \mu\text{m}$ können so selbst kleinste Geometrien vermessen und sichtbar gemacht werden. Anders als das taktile Vermessen von Geometrien oder das zuvor erwähnte Vermessen aufgenommener Mikroskopbilder erfolgt die Erfassung hier berührungslos über einen Laserstrahl. Durch eine Rastermessung der Proben in mehrere Richtungen wird eine wesentlich höher aufgelöste und genauere Messung in alle drei Raumrichtungen erzeugt. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt mittels gleichnamiger Software *OLS4000*.

4.4.4 Instrumentierte Eindringprüfung

Um das Verfestigungsverhalten des umgeformten Werkstoffs zu charakterisieren, wird das Mikrohärtemessverfahren nach Martens verwendet (Bild 4f). Hierbei wird, anders als bei konventionellen Verfahren wie Vickers, Rockwell oder Brinell für metallische Werkstoffe, das Maß der Eindringhärte anhand des erfassten Kraft-Weg-Verlaufs bestimmt. Mögliche optische Messfehler werden dabei aufgrund der Messung physikalischer Größen gering gehalten. Als Indentor wird im Rahmen dieser Arbeit eine Vickerspyramide verwendet, welche die geometrisch bestimmte Eindringfläche über den gemessenen Eindringweg festlegt. Anhand der Division von gemessener Prüf-

kraft durch die Eindringfläche wird so der Härtewert des Werkstoffs errechnet [101]. Vorteile der instrumentierten Eindringprüfung stellen unter anderem hohe Geschwindigkeiten, höhere Genauigkeiten bei kleinen Prüfkräften, der Ausschluss von Operatoreinflüssen sowie das zusätzliche Erfassen elastischer Größen dar. Die verwendete Maschinerie ist ein Fischerscope HM2000 der Fa. Helmut Fischer GmbH mit der Prüfsoftware *Win-HCU 7.7*. Durch die Wegauflösung von 100 pm, der Wiederanfahrergenauigkeit von $\pm 1,5 \mu\text{m}$ sowie dem Prüfkraftbereich von 0,1 ... 200 mN können minimale Härteeindrücke mit verlässlichen Werten bei geringer Streuung realisiert werden. Dadurch ist es möglich, Härteeindrücke im unmittelbaren Umfeld durch eine automatisierte Rasterung der Gefügeprobe zu bewerkstelligen. Für eine erhöhte Messgenauigkeit finden alle Eindringprüfungen in einem temperierten Raum bei $22 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$ statt.

4.5 Prozesssimulation

Die erste Auslegung des Verstemmprozesses sowie der einzelnen Komponenten Probenkörper, Einlegeteil und Umformstempel erfolgt sowohl zwei- als auch dreidimensional mit der kommerziellen Finite-Elemente (FE)-Software DEFORM V11.1. Das Programm überzeugt durch das breite Anwendungsspektrum für Füge- und Umformprozesse mit hohen Umformgraden. Sowohl die Implementierung von Vernetzungsstrategien, wie automatischer Neuvernetzung, als auch geringe Kontaktprobleme der Software erleichtern numerische Abschätzungen auf dem als störungsunanfällig geltenden Solver erheblich.

Dreidimensionale Modalanalysen sowie die 2D-rotationssymmetrischen, ultraschallüberlagerten Umform- und Verstemmprozesse werden mittels der Software ABAQUS 6.13-4 simuliert. Während aufgrund der überschaubaren Modellgröße bei simulativen Modalanalysen das implizite Verfahren nach Lanczos verwendet wird, werden hochdynamische Prozesssimulationen unter Ultraschall im expliziten Verfahren gelöst. Explizite Verfahren berechnen keine Gleichgewichtszustände innerhalb der Zeitinkremente und können aufgrund der vereinfachten Berechnung teils wesentlich geringere Rechenzeiten bei vergleichbaren Ergebnissen im Gegensatz zu impliziten Lösungsverfahren aufweisen. Explizite Zeitintegrationsverfahren sind daher im hochdynamischen und nichtlinearen Prozess bevorzugt zu verwenden [102]. Aufgrund vielfältiger Benutzerschnittstellen bietet die universelle Simulationssoftware ABAQUS die Möglichkeit, sowohl geforderte Trägheits- und Schwingungseffekte als auch nichtlineare Problemstellungen simulativ abzubilden. So ist es möglich, die hochfrequente Oszillation transient in der Simulation abzubilden und deren dynamische Auswirkungen zu untersu-

chen. Automatische Neuvernetzungsstrategien, adaptive Netzanpassungen oder Euler'sche Netzformulierungen, wie sie bei großen Verschiebungen notwendig sind, sind mit der Software umsetzbar, erfordern jedoch im Gegensatz zu spezifischen FE-Umformprogrammen wesentlich höheren Zeitaufwand.

5 Prozessauslegung

Im Rahmen dieses Kapitels wird die systematische Konzeptionierung, die Umsetzung und Qualifizierung des verwendeten Prüfstandes vorgestellt. Zunächst erfolgt die Auslegung des Umformwerkzeugs sowie die Entwicklung der Fügestelle und des Spannsystems. Angesichts der hohen dynamischen Anforderungen an den Versuchsstand aufgrund der Ultraschallüberlagerung steht die modale Optimierung des Versuchsstands im Fokus dieses Kapitels. Einen weiteren Schwerpunkt stellt die Erarbeitung der Strategie zur Messung hochfrequenter Kräfte unter Ultraschall dar. Abschließend wird auf die verwendete Prozessperipherie eingegangen und die Messfähigkeit des Aufbaus quantifiziert.

5.1 Auslegung Umformstempel

Der Umformstempel dient beim Verstemmprozess als Werkzeug, um den Probenkörper zu bearbeiten. Zur Gewährleistung langer Standzeiten muss der Werkstoff eine hohe Festigkeit, hohe Oberflächenhärte und gleichzeitig ein Mindestmaß an Duktilität aufweisen. Der verwendete pulvermetallurgische Stahl CPM® RexM4 eignet sich neben der geforderten Festigkeit vor allem aufgrund seiner hohen Härte von 62 ± 2 HRC sowie seiner hohen Schneidkantenstabilität besonders gut. Die homogene Gefügebeschaffenheit des RexM4 führt gleichzeitig zu einer hohen Duktilität, weshalb sich der Werkstoff vor allem für Schneid- [103] und Umformwerkzeuge [104] eignet. Der zusätzliche Beschichtungsverbund aus Titancarbonitrid (TiCN) für hohe Verschleiß- und Dauerfestigkeit und eine Schicht Diamand-Like-Carbon (DLC) für eine geringe Trockenreibung erhöhen die Standzeit des Umformstempels ebenfalls. Aufgrund der hochfrequenten Ultraschallanregung muss bei der geometrischen Auslegung des Umformstempels zusätzlich das Schwingverhalten berücksichtigt werden. Generell können sich Schwingungen von Strukturen durch äußere Anregungen, abhängig von Einspannung und Geometrie, in unterschiedlichen Formen ausbilden. Sie können Biege- oder Torsions-, aber auch Axialmoden⁹ ausbilden. Um strukturbedingte Prozesseinflüsse der Stempelgeometrie gering zu halten, ist eine rotationssymmetrische Geometrie vorteilhaft, um ein symmetrisches Schwingverhalten zu gewährleisten. Der Umformstempel wird daher als einfache, scharfkantige, zylindrische Geometrie mit dem Durchmesser $D = 8$ mm ausgeführt (sie-

⁹ *Mode*: in der Mechanik auch *Eigenform* oder *Eigenschwingungsform* genannt. Eine Mode beschreibt die Eigenschwingungen eines schwingungsfähigen Systems [105].

he Bild 5). Es wird angestrebt, den Stempel außerresonant auszulegen, um induzierte Impulse des Schwingensystems unbeeinflusst auf das Werkstück zu übertragen. Die Länge des Umformstempels muss daher so gewählt werden, dass sich keine Eigenfrequenz (f_{Eigen}) des Stempels mit der Erregerfrequenz (f_{Err}) des Schwingensystems deckt oder ein Vielfaches dessen darstellt. In erster Näherung wird dazu nach Gleichung 3 die longitudinale Wellenlänge (λ) des Stempels bei der Erregerfrequenz über die Schallgeschwindigkeit (c) des Werkstoffs abgeschätzt. Die longitudinale Schallgeschwindigkeit in Festkörpern hängt dabei im Allgemeinen von der Dichte (ρ), der Querkontraktionszahl (ν) sowie dem Elastizitätsmodul ab (siehe Gleichung 2).

$$c = \sqrt{\frac{E \cdot (1 - \nu)}{\rho(1 - \nu - 2\nu^2)}} \quad (2)$$

$$\lambda = \frac{c}{f} \quad (3)$$

Mit der Schallgeschwindigkeit $c_{\text{ResM4}} = 5154,65 \text{ m/s}$ ergibt sich bei der Erregerfrequenz von 15 kHz eine halbe Wellenlänge von $\lambda/2 = 171,82 \text{ mm}$. Bei der alternativen Erregerfrequenz von 20 kHz wird $\lambda/2 = 128,87 \text{ mm}$. Mit abnehmender Stempellänge erhöhen sich die Eigenfrequenzen des Umformstempels. Um eine Anregung des Stempels in Resonanz zu vermeiden, empfiehlt es sich daher, den Stempel möglichst kurz zu gestalten, um maximalen Abstand zwischen Eigen- und Erregerfrequenz zu erhalten. Um dennoch konstruktiv ein sinnvolles Führungsverhältnis von Verstemmstempellänge (l) zu Stempeldurchmesser (D) zu gewährleisten, wird $l = 15 \text{ mm}$ gewählt. Damit ergibt sich eine Eigenfrequenz des Umformstempels von 85,9 kHz.

Neben der berechneten kritischen Axialmode bilden sich, wie bereits beschrieben, weitere Moden aus. Im Folgenden wird daher eine dreidimensionale numerische Modalanalyse durchgeführt, um das räumliche Schwingverhalten des Stempels ganzheitlich zu analysieren. Während sich das obere Ende des Umformstempels frei bewegen kann, ist die Unterseite des Stempels durch ein Festlager in der Bewegung eingeschränkt, um die Auflage im Prozess am umzuformenden Probenkörper zu simulieren. Wie die Ergebnisse in Bild 5 zeigen, besitzt der Umformstempel bis zu einer Frequenz von 100 kHz unter genannten Randbedingungen sechs Eigenfrequenzen mit unterschiedlichen Moden. Die erste Axialmode mit der Eigenfrequenz von 78,44 kHz weicht damit weniger als zehn Prozent von der analytisch abgeschätzten Axialmode ab und validiert so die Simulation in Schwingungsform und Frequenz. Sämtliche identifizierten Eigenfrequenzen des Stempels liegen oberhalb der Erregerfrequenzen. Daher kann eine Anregung des Um-

formstempels in Resonanz unter Zugrundelegung eines linearen Systems simulativ ausgeschlossen werden. Der Umformstempel ist damit so ausgelegt, dass er den werkstofftechnischen Anforderungen genügt und keine Eigenfrequenzen im Arbeitsbereich aufweist.

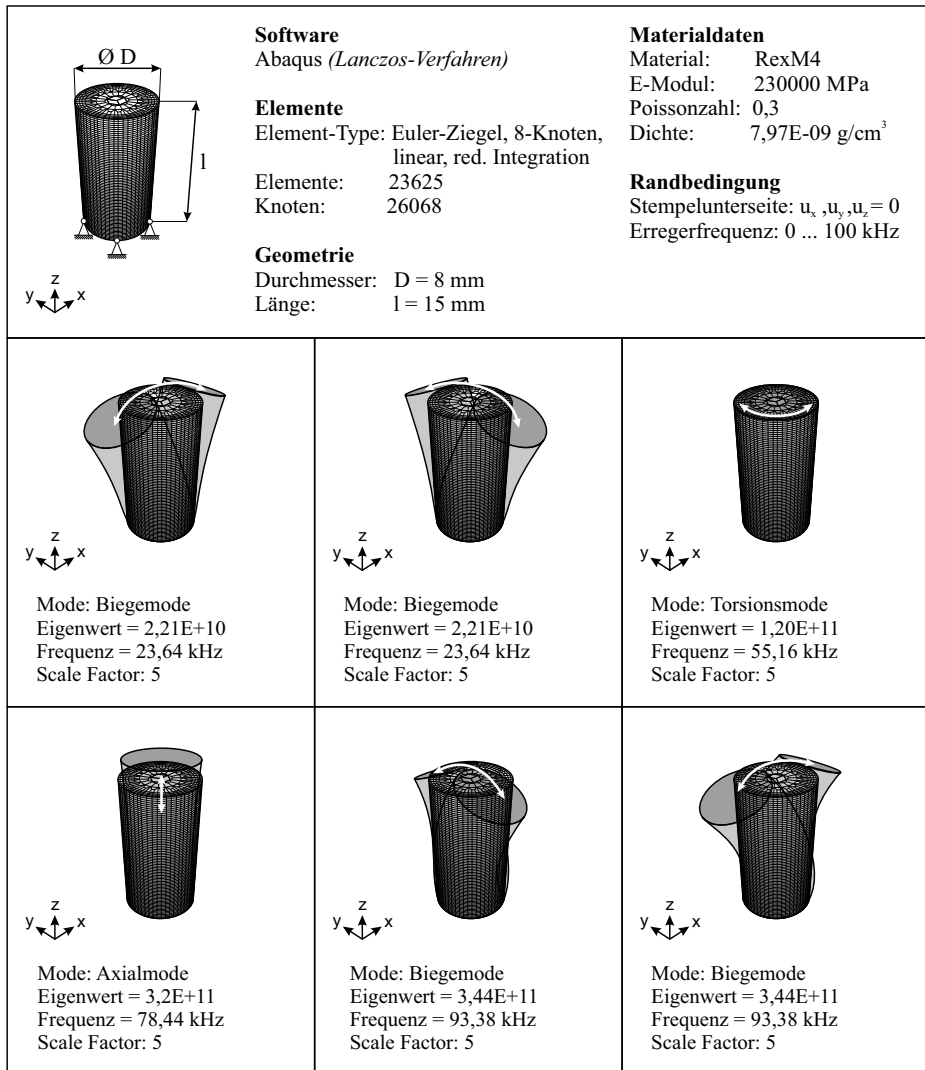


Bild 5: Simulative Modalanalyse des Umformstempels zur Identifizierung der Eigenfrequenzen und Schwingformen bis zu einer Grenzfrequenz von 100 kHz.

5.2 Probenkörpergeometrie

Der Verstemmprobenkörper ist aus dem Werkstoff X17CrNi6-2 (1.4057) gefertigt und gilt als schwer umformbar (siehe Abschnitt 4.2). Abmaße und Geometrie des entwickelten Versuchskörpers können Bild 6a entnommen werden. Die einfach gehaltene, rotationssymmetrische Probengeometrie ist vorteilhaft für die numerische Prozesssimulation (siehe Kapitel 6) und führt ebenfalls zu einem symmetrischen Schwingverhalten unter Ultraschall. Des Weiteren können aufgrund der einfachen Herstellung dieses Drehteils hohe Güten und geringe Bauteil- und Oberflächentoleranzen erreicht werden, um möglichst reproduzierbare Ergebnisse zu generieren. Die in Abschnitt 4.2 beschriebene Vorzugsrichtung des Werkstoffgefüges wird durch die Probengeometrie aufgegriffen. Damit können im Verlauf dieser Arbeit Rückschlüsse auf die Oberflächenreibung gezogen werden (siehe Abschnitt 7.3.1). Zwei exzentrische Bohrungen dienen der rotatorischen Fixierung des Probenkörpers in später beschriebener Halterung und ermöglichen zugleich optische Messungen auf das Schwingssystem innerhalb des Prozesses. Das zentrische Durchgangsloch dient einerseits der Zugänglichkeit optischer Laser-Vibrometermessungen und schafft andererseits die Möglichkeit einer Qualifizierung der Verbindungsfestigkeit der Fügestelle (siehe Abschnitt 8.4).

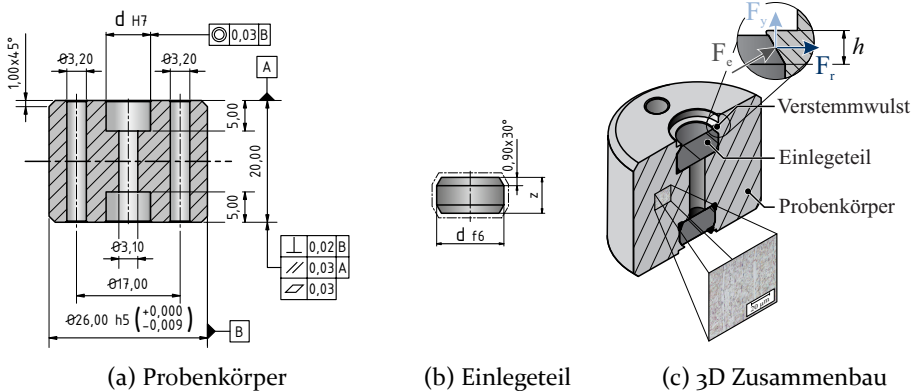


Bild 6: Geometrie und Zeichnungsabmaße von Probenkörper (a) und Einlegeteil (b) sowie deren schematischer Zusammenbau im verstemmten Zustand (c).

Die zentrischen Sacklochbohrungen dienen der Fassung des Einlegeteils, also des zweiten Fügepartners (siehe Bild 6b). Der gespiegelte Aufbau des Probenkörpers ermöglicht jeweils zwei Verstemmungen je Probe (siehe Bild 6c). Umlaufende Fasen erleichtern das Einlegen von Einlegeteil und Probenkörper in die Halterung.

5.3 Konzipierung Fügestelle

Einlegeteil und Probenkörper sollen form- und kraftschlüssig durch einen Verstemmprozess gefügt werden und sowohl mechanischen Ansprüchen, als auch Dichtheitsanforderungen genügen. Festgelegter Durchmesser des Umformstempels von $D = 8$ mm, die maschinenbedingte maximale Verstemmkraft (F_v) von 50 kN sowie der maximale Verstemmweg (s) von 1 mm stellen begrenzende Randbedingungen für die Auslegung des Prozesses dar. Für die mechanische Festigkeit der Verbindung ist die Scherfläche der Verstemmwulst und damit die Verstemmwulsthöhe (h) maßgebend (siehe Bild 6c). Die Dichtheit der Verbindung hängt dagegen von radialen Druckspannungen zwischen Einlegeteil und Probenkörper ab. Diese radialen Druckspannungen resultieren aus der Fase am Einlegeteil. Beim Entlasten der Fügestelle entsteht in der Verstemmwulst infolge der elastischen Rückfederkraft (F_e) an der Fase des Einlegeteils sowohl eine Vertikalkraft (F_y) als auch eine Radialkraft (F_r), wie in Bild 6c dargestellt. Die erzeugten radialen Druckspannungen dichten die Fügeverbindung ab. Es empfiehlt sich, einen möglichst spitzen Winkel an der Fase des Einlegeteils zu verwenden, um die Radialkomponente zu maximieren. Aufgrund der geringen Abmaße des Einlegeteils ist die prozesssichere Herstellung spitzer Fasen jedoch begrenzt. Daher wird am Einlegeteil eine Fase von 0,9 mm x 30° gewählt, um einen bestmöglichen Kompromiss zwischen Reproduzierbarkeit der Geometrie und Maximierung radialer Druckspannungen zu erhalten.

Um darüber hinaus die mechanische Belastbarkeit sowie die Dichtheit der Verbindung zu steigern, erfolgt die weitere Auslegung der Fügestelle mit Hilfe einer simulationsbasierten Optimierung durch die kommerzielle (FE)-Software DEFORM. Als Zielfunktionen dienen dabei sowohl die Maximierung der Verstemmwulsthöhe (h) für die mechanische Festigkeit als auch die Maximierung der radialen Druckspannung zwischen Einlegeteil und Probenkörper für die Dichtheit der Verbindung. Bohrungsdurchmesser (d) und Einlegeteilhöhe (z) werden hierzu iterativ variiert. Gewählte Schrittweiten sowie zulässige Bereiche innerhalb derer die Variablen vollfaktoriell miteinander kombiniert werden, sind in Tabelle 3 beschrieben.

Tabelle 3: Parameter der simulationsbasierten Optimierung

	Bohrungsdurchmesser d	Einlegeteilhöhe z
Bereich	7,1 ... 7,8 mm	3,5 ... 4,0 mm
Schrittweite	0,1 mm	0,1 mm

Das Optimum der Fügeverbindung, bei dem beide Zielfunktionen in Kombination das bestmögliche Ergebnis liefern, besteht bei einer Einlegeteilhöhe von $z = 3,90 \text{ mm}$ sowie einem Bohrungsdurchmesser von $d = 7,30 \text{ mm}$. Hierbei ergeben sich eine maximale Radialspannung von $\sigma_r = 471 \text{ MPa}$ sowie eine Versteммwulsthöhe von $h = 1,01 \text{ mm}$. Damit wird die Maximalkraft der Presse sowie der maximale Versteммweg nicht überschritten bei gleichzeitig erreichter maximalen Verbindungsfestigkeit und Dichtheit. Resultierend aus dieser Simulation muss der Werkstoff für das Einlegeteil eine sehr hohe Festigkeit aufweisen, um eine plastische Deformation des Einlegeteils zu verhindern. Der gewählte vakuum gehärtete X210CrW12 weist eine noch höhere Festigkeit, Streckgrenze und Härte als der Werkstoff des Probenkörpers auf und erfüllt damit alle Anforderungen. Die mechanischen Werkstoffdaten des Einlegeteils können Tabelle 4 entnommen werden.

5.4 Entwicklung Probenspannsystem

Das Probenspannsystem ist in Bild 7 dargestellt, bestehend aus Grundplatte, Kraftmessdose, Halterung, Niederhalter mit integrierter Führungsbuchse sowie Spannschraube. Um die geforderte hohe Steifigkeit und Festigkeit des Spannsystems zu gewährleisten, sind alle Einzelteile aus Werkzeugstahl gefertigt. Bei der Konstruktion der Einzelteile wurde, analog zu Probenkörper und Einlegeteil, auf bestmögliche Rotationssymmetrie geachtet, um ein symmetrisches Schwingverhalten des Gesamtsystems zu erhalten. Lediglich die Grundplatte weist keinen rotationssymmetrischen Grundriss auf, da sie durch die Adapterfunktion zur Presse in ihrer Geometrie vorbestimmt ist.

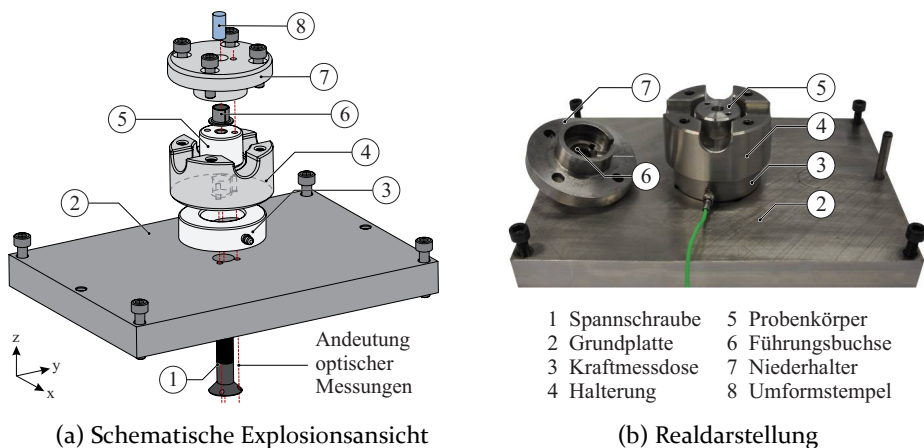


Bild 7: Entwickeltes Probenspannsystem für den US-Versteммprozess mit Beschriftung der Einzelkomponenten, sowohl in schematischer (a) als auch in realer Darstellung (b).

Die Halterung fasst den Probenkörper konzentrisch über eine Spielpassung (Tol. $^{+0,022}_{+0,007}$ mm) und fixiert diesen in x- und y-Richtung. Eine Rotation der Probe wird über einen außermittigen Passtift unterbunden, der in eine der Durchgangsbohrungen des Probenkörpers ragt. Zusätzliche Durchgangsbohrungen im Spannsystem ermöglichen optische Messungen auf beispielsweise das Ultraschallschwingsystem oder die Probenunterseite. Über die Spannschraube wird die Halterung mittels eines zentrischen Gewindes mit der Grundplatte kraftschlüssig verbunden. Über das Drehmoment der Spannschraube kann dabei die Vorspannung der dazwischen liegenden Kraftmessdose (Kistler 9061A) definiert eingestellt werden. Das konzentrische Durchgangsloch der Spannschraube ($\varnothing 2,5$ mm) ermöglicht überdies weitere optische Messungen auf die Verstemmzone. Der Niederhalter mit integrierter Stempelführung richtet sich über eine Passung (Tol. $^{+0,025}_{+0,007}$ mm) am Probenkörper aus und stellt damit die konzentrische Ausrichtung des Umformstempels zum Probenkörper sicher. Die in den Niederhalter eingepresste Führungsbuchse ist mit PTFE (Teflon) beschichtet, um günstige Gleiteigenschaften und geringe Reibung des Umformstempels zu gewährleisten. Vier exzentrische Schrauben sorgen über ein definiertes Drehmoment für eine reproduzierbare Niederhaltekraft (F_n). Aussparungen am Niederhalter ermöglichen darüber hinaus Temperaturmessungen via Thermoelemente an der Probenoberfläche (siehe Bild 7b).

5.5 Kraftmessung im hochfrequenten Bereich

Zur Qualifizierung des Prozesses ist die Verstemm- und Umformkraft von entscheidender Bedeutung. Um sicherzustellen, dass reale Prozesskräfte unter Ultraschall gemessen werden, ist eine präzise Systemanalyse erforderlich [106]. Im Folgenden wird zunächst eine geeignete Position des Kraftaufnehmers festgelegt und basierend darauf der Versuchsaufbau grundlegend modal optimiert und validiert. Abschließend wird die Strategie zur Messung hochfrequenter Kräfte vorgestellt und evaluiert.

Zur genaueren Beschreibung schwingungsüberlagerter Kraftsignale wird eine klare Definition unterschiedlicher Kräfte benötigt. Eine Überlagerung von Umformprozessen mit Ultraschall führt in aller Regel zu einer harmonischen Oszillation im Kraftverlauf [23]. Maximale Kräfte (F_{max}) definieren sich durch die obere Hüllkurve des Kraftsignals, welche durch die lokalen Maxima einzelner Perioden führt. Die Kraftoszillation (F_{Osz}) beschreibt die Schwingweite und damit die doppelte Kraftamplitude (F_{Amp}) innerhalb einer Periode. Die mittleren Kräfte (F_{mittel}) beschreiben die über einen gleitenden Mittelwert gefilterten Signale, welche in den folgenden Abbildungen gestrichelt dargestellt

werden. Zum besseren Verständnis bildet Bild 8 die unterschiedlichen Kraftdefinitionen nochmals schematisch ab.

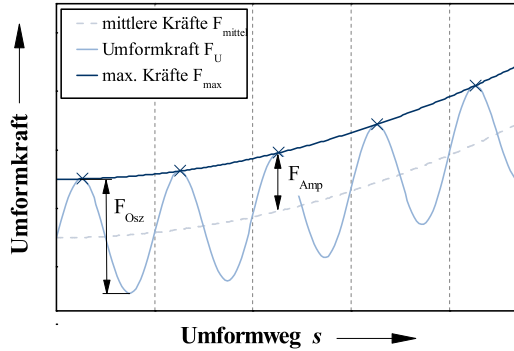


Bild 8: Schematische Darstellung von Kräften beim schwingungsüberlagerten Umformen.

5.5.1 Positionierung des Kraftaufnehmers

Aus Abschnitt 2.3 ist bekannt, dass die Erfassung dynamischer Kräfte maßgeblich von Steifigkeits- und Dämpfungseigenschaften sowie bewegten Massen abhängt. Die Messung oszillierender Kräfte besitzt damit eine erhebliche Ortsabhängigkeit. Um diesen Einfluss am Probenspannsystem zu untersuchen, werden Stichversuche vorgenommen. Über eine veränderte Position des Kraftaufnehmers soll dabei der Einfluss auf dynamische Kräfte quantifiziert werden, um die bestmögliche Konfiguration des Versuchsaufbaus zur Messung hochfrequenter Kräfte zu erhalten. Hierzu wird neben der aus Abschnitt 5.4 bekannten Kraftmessdose unterhalb der Halterung (Kraftmessdose 1) temporär ein weiterer Kraftsensor (Kraftmessdose 2) mit leicht abweichender Position verbaut (siehe Bild 9).

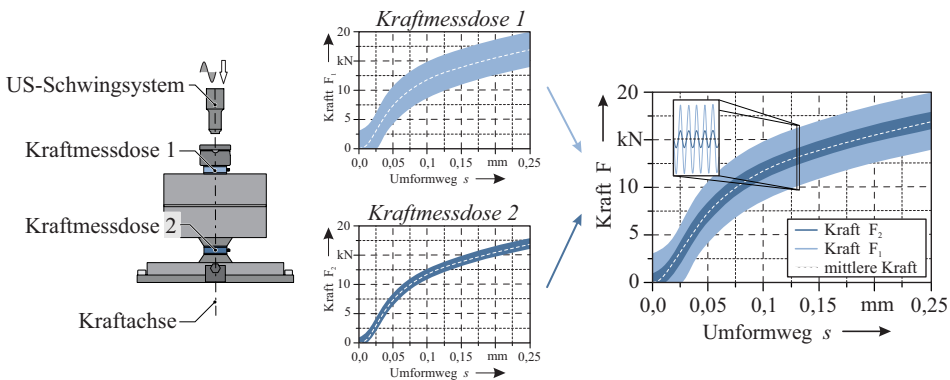


Bild 9: Schematische Darstellung der Ortsabhängigkeit dynamischer Kraftmessungen.

Sobald sich das Ultraschallschwingssystem absenkt und unter anhaltender Oszillation den Versuchsaufbau belastet, kann ein zeitgleicher Kraftanstieg an beiden Kraftmessdosen detektiert werden. Trotz gleicher Kraftachse stellen sich unterschiedlich stark ausgeprägte Kraftoszillationen an den Kraftaufnehmern ein. Die Kraftschwingweite an Kraftmessdose 1 ist dabei etwa viermal größer als an Kraftmessdose 2. Legt man die Messung beider Signale übereinander, fallen die mittleren Kräfte deckungsgleich zusammen.

Die Signalverläufe unterscheiden sich also lediglich durch ihre hochfrequenten Kraftanteile. Mittlere Kräfte und damit niederfrequente Kraftanteile zeigen keinen Einfluss einer Ortsabhängigkeit entlang der Kraftachse. Damit bestätigt sich, dass auch am vorliegenden Versuchsaufbau Dämpfungs- und Steifigkeitseinflüsse sowie bewegte Massen nicht vernachlässigt werden können. Mit steigendem Abstand der Messposition zur eingeleiteten Schwingung erhöht sich die dazwischenliegende schwingfähige Masse. Infolgedessen kommt es zu einer Beeinträchtigung der Kraftoszillation. Diese äußert sich hier an Kraftmessdose 2 durch die stark gedämpfte Kraftschwingweite. Um Störeinflüsse bei der Erfassung hochfrequenter Prozesskräfte gering zu halten und damit die Kraft unverfälscht zu erfassen, ist die Position des Kraftaufnehmers unmittelbar an der späteren Verstemm- und Umformzone zu wählen. Die Position von Kraftmessdose 1, mit lediglich der Halterung zwischen Probenkörper und Kraftaufnehmer, ist damit prädestiniert zur Messung der Prozesskraft beim ultraschallunterstützten Umformen und Verstemmen. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden relevante Prozesskräfte daher über Kraftmessdose 1 erfasst.

5.5.2 Schwingungsoptimierung des Versuchsaufbaus

Einen weiteren, nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Kraftmessung besitzen die Eigenfrequenzen sowie das Schwingverhalten der zu untersuchenden Struktur. Abhängig davon werden Oszillationen frequenzabhängig stärker, andere weniger stark ausgeprägt. Diese frequenzabhängige Verstärkung bzw. Reduzierung der Anregung kann ebenfalls zu Messfehlern im dynamischen Kraftverlauf führen. Eine modale Analyse und Optimierung des Versuchsaufbaus bezogen auf dessen Eigenfrequenzen und -schwingungsformen ist daher zwingend notwendig. Aufgrund der hohen Komplexität sowie fehlender Datenbasis zu Kontaktsteifigkeiten und frequenzabhängigen Dämpfungsfaktoren wird von einer theoretischen und numerischen Analyse der Eigenfrequenzen beim gesamten Versuchsaufbau abgesehen. Die Charakterisierung des dreidimensionalen Schwingverhaltens, die Bestimmung der Eigenfrequenzen und damit verbunden, die Optimierung des Versuchstandes erfolgt daher anhand einer experimentellen Modalanalyse.

Ziel ist es, den Versuchsaufbau schwingungstechnisch so zu optimieren, dass der Prozess bei der Erregerfrequenz (15 kHz; 20 kHz) außerhalb der Resonanz bei bestmöglichem Übertragungsverhalten betrieben werden kann. Wie bereits diskutiert, können Eigenfrequenzen eines Systems über die Variation der Masse oder über veränderte Steifigkeiten erfolgen. Das gewichtsoptimierte und funktionsorientierte Probenspannsystem lässt jedoch kaum eine Variation der Masse zu, ohne die Zugänglichkeit einzuschränken oder die Festigkeit zu verringern. Die Einflussnahme auf die Eigenfrequenz des Systems kann somit lediglich über veränderte Steifigkeiten erfolgen. Eine vielversprechende Möglichkeit stellt hier die Modifikation der Vorspannung der Kraftmessdose über die in Abschnitt 5.4 beschriebene Spannschraube dar. Je höher dabei die Vorspannung an der Kraftmessdose gewählt wird, desto steifer reagiert das System. Die Optimierung des Versuchsaufbaus erfolgt im Folgenden anhand mehrerer Modalanalysen bei unterschiedlichen Vorspannungen der Kraftmessdose, um ein bestmögliches Schwingverhalten des Versuchstandes sicherzustellen.

Klassischerweise wird bei einer Modalanalyse eine Struktur gezielt angeregt und zeitgleich die Schwingung der zu untersuchenden Struktur mittels Beschleunigungsaufnehmern analysiert. Die Anregung der Struktur kann dabei entweder harmonisch (z.B. über Shaker) oder stoßartig (z.B. über Impulshammer) erfolgen. Die große Herausforderung für die Qualifizierung des Versuchsaufbaus unter Ultraschall ist die Anregung der Struktur mit sehr hohen Frequenzen. Auch wenn der Versuchstand hauptsächlich im eingeschwungenen Zustand betrieben wird, können prozessbedingt leichte Frequenzverschiebungen vorkommen. Hier sind beispielsweise Veränderungen der strukturellen Steifigkeitsverhältnisse von Probe und Stempel aufgrund der fortschreitenden Umformung zu nennen. Frequenzverschiebungen befinden sich im vorliegenden Prozess nach Gleichung 3 unter Berücksichtigung des Verstemmwegs im Bereich von $\leq \pm 200$ Hz. Eine Auslegung des Versuchsaufbaus lediglich auf die Erregerfrequenzen erscheint daher nicht zielführend. Um eine Aussage über das gesamtdynamische Verhalten des Versuchsaufbaus treffen zu können, erfolgt daher eine Breitbandanregung über einen Impulshammer. Theoretisch regt ein idealer Impuls alle Frequenzen einer Struktur an. In der Realität hingegen können konventionelle Impulshammer Strukturen allerdings lediglich bis etwa 3 kHz anregen. Die Kontaktdauer sowie der Kraftstoß begrenzen die max. Erregerfrequenz hier maßgebend. Ein speziell entwickelter elektrischer Impulshammer, wie er in Bild 10 dargestellt ist, kann eine Breitbandanregung bis 40 kHz realisieren. Aufgrund seiner geringen beweglichen Masse und seiner hohen Beschleunigung werden extrem kurze Kontaktzeiten bei gleichzeitig hohen Anregekräften möglich. Die hohe Reproduzierbarkeit des elektrischen Impulshammers, dank vergleichbarer Anregekräfte (± 4 N) und übereinstimmender Kontaktzeiten,

ermöglicht das Induzieren wiederholgenauer Impulse. Damit kann eine sequenzielle Vermessung des Versuchsstandes unter gleichen Voraussetzungen erfolgen. Dadurch kann die Anzahl an Messpunkten zur Aufnahme des Schwingverhaltens massiv erhöht werden.

Die Struktur wird also mehrfach durch den Impulshammer angeregt, wobei die Beschleunigungen an unterschiedlichen Punkten nacheinander aufgenommen werden. Die Anregung der Struktur erfolgt zentrisch auf die Stirnseite des eingespannten Probenkörpers inklusive Stempel. Um selbst kleinste Bewegungen der Struktur zu identifizieren und Rückschlüsse auf das dynamische Verhalten ziehen zu können, werden drei hochpräzise Laservibrometer, fokussiert auf einen Punkt, zur Beschleunigungsmessung in alle drei Raumrichtungen verwendet (siehe Bild 10b). Die Messsignale werden mit einer Abtastrate von 1 MHz erfasst. Getriggert auf die Anregungskraft des Impulshammers lässt sich so über einen Roboter die gesamte Struktur sequenziell und automatisiert scannen, bis ein dreidimensionales Netz des Versuchsaufbaus entsteht. Die Messung jedes einzelnen Punktes wird hierbei über fünf Wiederholungsmessungen gemittelt. Zusätzlich zu den Beschleunigungen werden die Anregungskraft (F_{An}) des Impulshammers und die gemessene Verstärkungskraft ($F_{V_{mess}}$) an Kraftmessdose 1 erfasst.

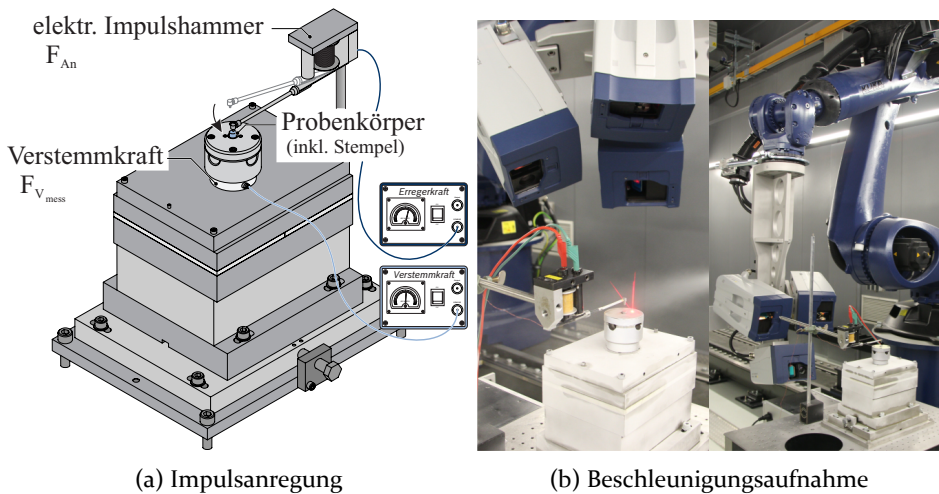


Bild 10: Versuchsaufbau der experimentellen Modalanalyse mit elektrischem Impulshammer und Beschleunigungsaufnahme via 3D-Laservibrometer (RoboVib®).

Durch die Variation des Drehmomentes der Spannschraube im Bereich zwischen 20 Nm und 60 Nm (siehe Bild 7) soll nun die Vorspannung an der Kraftmessdose und damit die Steifigkeit des Versuchsaufbaus gezielt eingestellt werden. Je höher dabei die Vorspannung gewählt wird, desto steifer wird das

System. In einem iterativen Prozess soll das schwingungstechnische Optimum für den Versuchsaufbau experimentell bestimmt werden. Die besten Ergebnisse konnten unter einem Drehmoment von 51 Nm erreicht werden. Identifizierte Eigenfrequenzen des optimierten Versuchsaufbaus und dazugehörige Schwingungsmoden werden in Bild 11 grafisch dargestellt. Zum besseren Verständnis werden hierbei die Bewegungen und nicht die gemessenen Beschleunigungen angezeigt. Jeder abgebildete Netzknoten beschreibt dabei einen Messpunkt des Laservibrometers und bildet farblich dessen maximale Verschiebung ab.

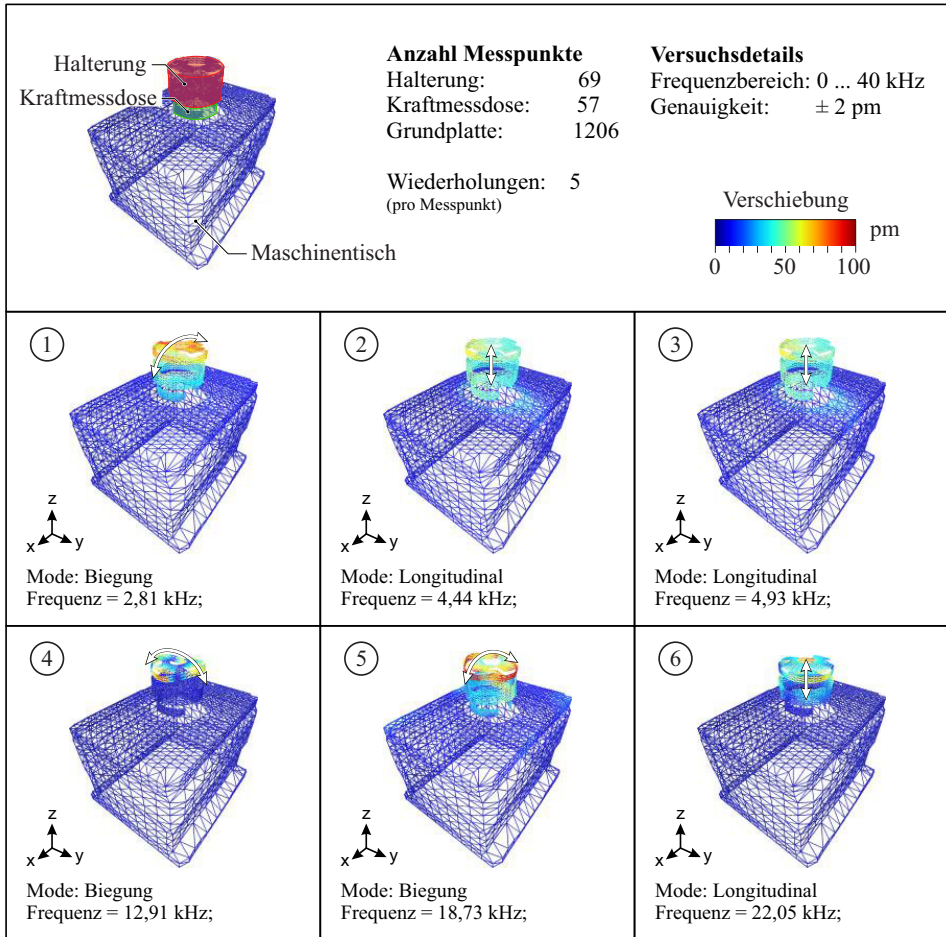


Bild 11: Ergebnisse der experimentellen Modalanalyse des Versuchsaufbaus via 3D-Laser-Vibrometrie (RoboVib®).

Der Maschinentisch verbleibt unter der Anregung des Impulshammers starr, klar erkenntlich anhand der Blaufärbung gemessener Punkte in Bild 11. Lediglich die Kraftmessdose und das Probenspannsystem führen frequenzabhängige Bewegungen aus. Dies validiert die Systematik der Einstellung von Eigenfrequenzen über die Vorspannung der Kraftmessdose. Durch die Erfassung von insgesamt 1332 Messpunkten werden sechs Eigenfrequenzen identifiziert. Keine der Eigenfrequenzen deckt sich mit den Erregerfrequenzen der Ultraschall-Anregung (15 kHz; 20 kHz), wodurch ein Betreiben des ultraschallüberlagerten Umform- und Verstemmprozess in ungewollter Resonanz ausgeschlossen werden kann. Eigenfrequenzen unterhalb der Erregerfrequenzen (① - ④) sind überdies als untergeordnet zu betrachten, da unterkritische Frequenzen innerhalb des Umform- und Verstemmprozesses nicht angeregt werden können. Die Eigenfrequenzen ⑤ und ⑥ liegen ausreichend weit von den Erregerfrequenzen entfernt, sodass sie trotz der zu erwartenden Frequenzverschiebungen im Prozess ($\leq \pm 200$ Hz) nicht angeregt werden können. Alle Eigenfrequenzen des Versuchsaufbaus sind damit als nicht kritisch einzustufen. Der Versuchsaufbau erfüllt somit alle prozessrelevanten mechanischen und dynamischen Anforderungen für den ultraschallüberlagerten Umform- und Verstemmprozess.

Trotz des optimierten Versuchsaufbaus bezogen auf die Eigenschwingungsformen und die -frequenzen bleibt die Frage nach einer korrekten Kraftmessung unter Ultraschall offen. Im Folgenden wird daher näher auf die Strategie zur Messung hochfrequent oszillierender Kräfte eingegangen.

5.5.3 Übertragungsfunktion

Eine genaue Erfassung der Umform- und Verstemmkraft ist für den weiteren Verlauf dieser Arbeit von zentraler Bedeutung, um Prozesskräfte analysieren zu können. Die Modalanalyse des Versuchsaufbaus zeigt, dass trotz der vorgenommenen schwingungstechnischen Optimierung geringe Bewegungen der Halterung und damit Bewegungen der Struktur zwischen Kraftmessdose und Wirkzone auftreten. Es ist also davon auszugehen, dass trotz des optimierten Versuchsaufbaus, erfasste dynamische Kraftanteile nach wie vor einer gewissen Abweichung unterliegen. Um diese Diskrepanz in der Kraftmessung zu kompensieren, wird der Ansatz einer Übertragungsfunktion gewählt.

Allgemein beschreibt eine Übertragungsfunktion die mathematische Beziehung zwischen Eingangs- und Ausgangsgröße eines geschlossenen Systems über eine 'Black Box'. In dieser Arbeit wird die Systemfunktion verwendet, um das Übertragungsverhalten von Kräften zu beschreiben. Ziel ist es, kon-

krét die Beziehung zwischenn anliegender Prozesskraft in der Umformzone und gemessener Kraft an der Kraftmessdose zu definieren. Hierzu wird die Übertragungsfunktion einmalig experimentell gemäß Bild 12 generiert. Diese ermittelte Funktion ermöglicht es zukünftig, die *gemessene Prozesskraft* an der Kraftmessdose ($F_{V_{mess}}$) in die wirkende Kraft an der Umformzone (*Skalierte Prozesskraft* (F_V)) frequenzabhängig zu transformieren und damit mögliche Messfehler an der Kraftmessdose zu kompensieren [106]. Zum besseren Verständnis ist die Vorgehensweise zur Generierung und Verwendung der Übertragungsfunktion in Bild 12 nochmals grafisch abgebildet.

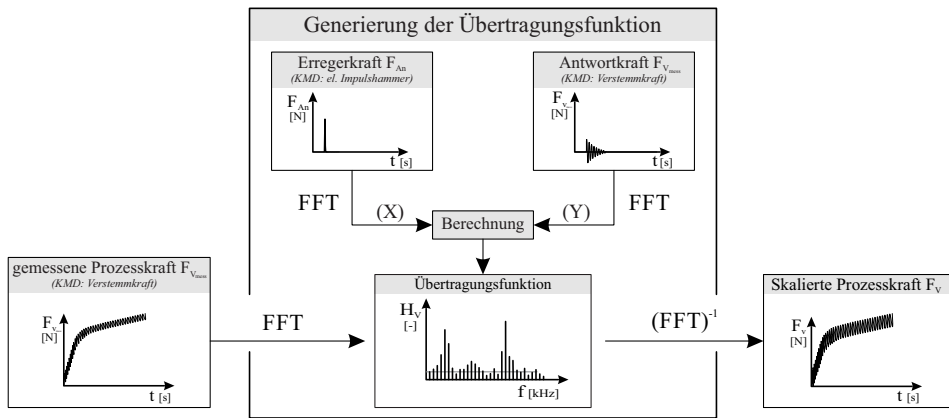


Bild 12: Ablaufdiagramm der Vorgehensweise zur Generierung der Übertragungsfunktion sowie deren Anwendung auf gemessene Prozesskräfte.

Generierung der Übertragungsfunktion

Gängige Verfahren in der Strukturdynamik zur Bestimmung einer Übertragungsfunktion, wie die Matrix-Inversions-Methode (MIM), benötigen intensive¹⁰ Größen (z.B. Beschleunigungen), um die Beziehungen zweier Signale zu charakterisieren. Aufgrund der methodischen Konstruktion ohne Kraftnebenschlüsse sowie des Nachweises einer starren Auflage der Kraftmessdose auf dem Maschinentisch ist die Verwendung extensiver¹¹ Kraftmessungen ebenfalls valide. Damit erfolgt die Charakterisierung vorteilhaft direkt auf den Zielgrößen und muss nicht durch Hilfsgrößen ermittelt und später transferiert werden.

¹⁰ Intensive Größe: Zustandsgröße, die sich mit der Größe des betrachteten Systems nicht ändert

¹¹ Extensive Größe: Zustandsgröße, die sich mit der Größe des betrachteten Systems ändert

Die Generierung der Übertragungsfunktion erfolgt, analog zur Modalanalyse, über die Anregung der Struktur mit einer bekannten Anregekraft (F_{An}) und zeitgleicher Erfassung der Antwortkraft ($F_{V_{mess}}$) an der Kraftmessdose. Dann werden beide Kräfte in den Frequenzbereich transferiert, sodass die Anregekraft zum komplexen Erregersignal (X) und die gemessene Kraft an der Kraftmessdose zum komplexen Antwortsignal (Y) werden. Durch die Faltungsoperation nach Gleichung 4 gemäß Vold et al. [107] werden die Signale komplex miteinander verrechnet, sodass die Übertragungsfunktion entsteht. Die Berücksichtigung der jeweils komplex konjugierten Werte in der Formel reduzieren das Signalrauschen beider Kanäle, um Störfrequenzen zu eliminieren [107]. Aufgrund der sinusförmigen Ultraschallanregung und der ebenfalls erwarteten harmonisch oszillierenden Kraftsignale kann der Transfer in den Frequenzbereich über eine diskrete FFT mit einer Auflösung von 0,1 ms erfolgen. Komplexere Transformationsansätze, wie eine Wavelet-Transformation (WT) zur Abbildung weiterer kontinuierlicher und diskontinuierlicher Funktionen, werden somit nicht weiter verfolgt.

$$H_v(j\omega) = \frac{Y(j\omega) \cdot X^*(j\omega)}{|Y(j\omega) \cdot X^*(j\omega)|} \cdot \sqrt{\frac{Y(j\omega) \cdot Y^*(j\omega)}{X(j\omega) \cdot X^*(j\omega)}} \quad (4)$$

Die Übertragungsfunktion (H_v) beschreibt damit die Beziehung zwischen Erreger- und Antwortsignal frequenzabhängig und phasenrichtig. Ein perfektes Übertragungsverhalten bestünde bei Kongruenz beider Signale. Die Übertragungsfunktion ergäbe dabei über alle Frequenzen Werte gleich eins. In der Realität unterscheiden sich Erreger- und Antwortsignal jedoch meist, was zu einer komplexen Übertragungsfunktion führt. Werte größer eins beschreiben überhöht gemessene Kraftamplituden, Werte kleiner eins zu gering erfasste Kraftamplituden.

Das gemessene Erreger- und Antwortsignal des Versuchsaufbaus in Zeit- und Frequenzbereich sowie die Übertragungsfunktion (H_v), aufgeteilt in Amplitudenverhältnis (G) und Phasenverschiebung (φ) sind in Bild 13 dargestellt. Bei der Betrachtung der Kraftsignale über der Zeit wird deutlich, dass sich Erreger- und Antwortsignal erheblich voneinander unterscheiden. Die Verwendung einer Übertragungsfunktion ist daher zwingend notwendig. Die

* komplex konjugierte Werte

Anregkraft (F_{An}) zeigt einen impulsartigen Kraftverlauf mit einer Maximalkraft von 68 N bei der sehr geringen Kontaktdauer von 0,04 ms. Das Erregersignal über der Frequenz bestätigt mit dem anfangs horizontalen Verlauf und späterem Abfallen eine Anregung von Frequenzen bis in den hohen Kilohertzbereich hinein. Die zeitgleich gemessene Verstemmkraft an der Kraftmessdose ($F_{V_{mess}}$) folgt im Zeitbereich einer gedämpften Oszillation. Im Frequenzbereich zeigen sich im Antwortsignal einige Frequenzen mehr, andere weniger stark ausgeprägt. Auch die Übertragungsfunktion besitzt sowohl im Amplitudenverhältnis als auch im Phasengang einen stark frequenzabhängigen Werteverlauf. Von besonderer Bedeutung sind hier die Frequenzbereiche, in denen der Prozess später betrieben wird (15 kHz; 20 kHz). Ein Übertragungsverhalten nahe eins ist hierbei angestrebt. Im Bereich der Erregerfrequenz 15 kHz zeigt sich im Amplitudenverhältnis die Ausbildung eines Plateaus mit Werten nahe eins. Dies zeigt zum einen ein sehr gutes Übertragungsverhalten, sodass Korrekturen der gemessenen Prozesskräfte nur gering ausfallen. Zum anderen deutet es aufgrund des Plateaus auf ein nur gering sensitiv reagierendes Übertragungsverhalten auf geringe Frequenzverschiebungen hin. Auch im Phasengang bestehen keine steilen Gradienten, was die Unempfindlichkeit gegen Frequenzverschiebungen im Bereich ± 200 Hz bestärkt. Der Versuchsaufbau zeigt damit ein sehr robustes und genaues Übertragungsverhalten im Bereich der Arbeitsfrequenz. Die alternative Erregerfrequenz 20 kHz besitzt mit $G \approx 0,65$ ein geringeres Amplitudenverhältnis. Kräfte innerhalb dieses Frequenzbereiches werden demnach in abgeschwächter Form erfasst und müssen nachträglich korrigiert werden. Da innerhalb der erwarteten Frequenzschwankungen die Werte annähernd konstant bleiben, ist auch hier von einer robusten Kompensation auszugehen. Niederfrequente, quasi-statische Kräfte werden perfekt übertragen. Dies wird anhand des Übertragungswertes $G = 1$, bei der Frequenz 0 kHz sowie keinerlei Phasenverschiebung deutlich. Quasi-statische Kräfte werden somit an der Kraftmessdose korrekt erfasst und bedürfen keiner Korrektur.

Die in Abschnitt 5.5.2 gemessenen Verschiebungen aus der Modalanalyse sowie die identifizierten Eigenfrequenzen sind in Bild 13 mit identischer Notation kenntlich gemacht. Axialmoden des Versuchsaufbaus (③, ⑥), sowie Verschiebungen der Halterung decken sich dabei mit den lokalen Maxima der Übertragungsfunktion und validieren diese somit qualitativ. Überhöht gemessene Kräfte im Bereich der Eigenfrequenzen können somit auf die leichte Auf- und Niederbewegung der Struktur zurückgeführt werden.

Zur Einschränkung des Gültigkeitsbereiches der Übertragungsfunktion besteht die Möglichkeit der Berechnung der Kohärenz (γ). Dabei wird über Werte zwischen null und eins geprüft, inwieweit Erregersignal (X) und Antwortsignal (Y) voneinander abhängen. Allgemein wird von kohärenten Si-

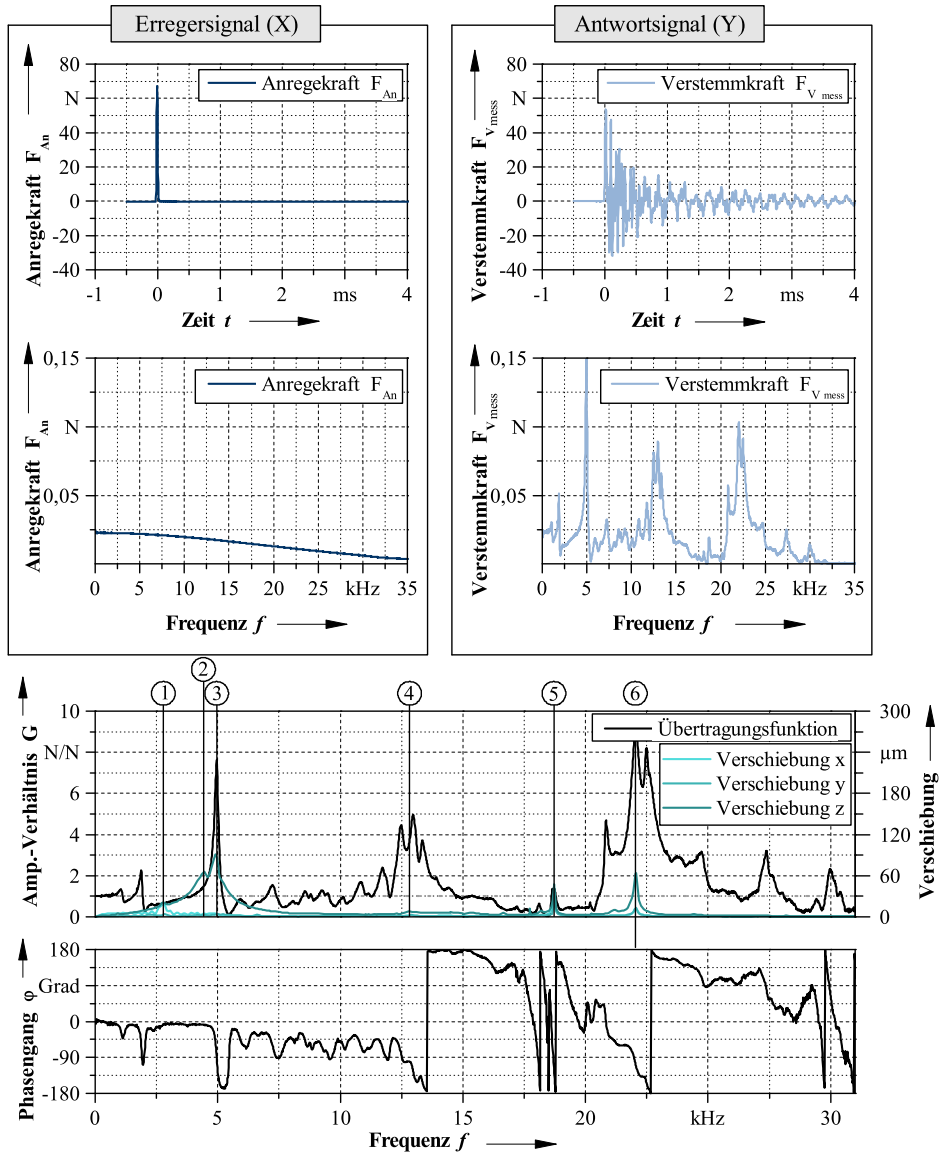


Bild 13: Erreger- und Antwortsignal in Zeit- und Frequenzbereich zur Ermittlung der Übertragungsfunktion (dargestellt in Phasengang (φ) und Amplitudenverhältnis (G)), sowie gemessene Verschiebungen der Struktur und identifizierte Eigenfrequenzen (① - ⑥).

gnalen bis zu einem Wert von ca. 85 % gesprochen [107]. Die nach Gleichung 5 berechnete Kohärenz ergibt bis zur Frequenz $f \geq 31,22$ kHz Werte von $\gamma \geq 0,85$. Frequenzen größer 31,22 kHz entziehen sich somit dem Gültigkeitsbereich der generierten Übertragungsfunktion. Das Übertragungsverhalten des Versuchsaufbaus ist damit in Schwingungsform, Phasenverschiebung sowie Amplitudenverhältnis optimiert, charakterisiert und validiert. Es kann im weiteren Verlauf der Arbeit genutzt werden, um erfasste Prozesskräfte an der Kraftmessdose frequenzabhängig zu skalieren [106].

$$\gamma_{xy}^2(\omega) = \frac{|X(j\omega) \cdot Y^*(j\omega)|^2}{[X(j\omega) \cdot X^*(j\omega)] \cdot [Y(j\omega) \cdot Y^*(j\omega)]} \quad (5)$$

Korrektur der Kraftsignale im Umform- und Verstemmprozess

Die gemessenen Prozesskräfte im ultraschallüberlagerten Umform- und Verstemmprozess können nun mittels der Übertragungsfunktion an der Kraftmessdose erfasst und auf die wirkende Kraft in der Prozesszone transferiert werden. Hierzu wird, wie in Bild 12 dargestellt, die *gemessene Prozesskraft* an der Kraftmessdose ($F_{V_{\text{mess}}}$) über eine Fast-Fourier-Transformation (FFT) in den Frequenzbereich transferiert. Zur Berücksichtigung geringer Frequenzschwankungen im transienten Prozesssignal, wird die Transformation durch eine Hamming-Fensterfunktion unterstützt, um Leck-Effekten¹² vorzubeugen. Daraufhin wird das Kraftsignal mit der generierten Übertragungsfunktion unter Berücksichtigung der Phasenverschiebung amplitudenrichtig und frequenzabhängig verrechnet. Die Rücktransformation des verrechneten Signals in den Zeitbereich über eine inverse FFT ergibt dann die *skalierte Prozesskraft* (F_V) und damit die wirkende Umform- und Verstemmkraft in der gesuchten Prozesszone.

Die Gültigkeit der Übertragungsfunktion beschränkt sich auf die Erfassung axialer Kräfte bis zu einer Grenzfrequenz von 31,22 kHz. Die Methode zur Korrektur der Prozesskräfte findet bei allen folgenden Kräften Anwendung in dieser Arbeit. Im weiteren Verlauf bezeichnet daher die Umform- und Verstemmkraft (F_V) die bereits mit der Übertragungsfunktion korrigierte Kraft und damit die wirkende Kraft in der Umformzone.

Das vorgestellte und angewendete Verfahren zur frequenzabhängigen Korrektur gemessener Prozesskräfte basiert auf mathematischen Beziehungen zwischen Eingangs- und Ausgangsgröße (siehe Gleichung 4). Daher lässt es

* komplex konjugierte Werte

¹² Leck-Effekt: Beschreibt Fehler bei der Spektralanalyse durch die Transformation eines endlichen Beobachtungszeitraum in ein endloses Signal [108]

sich auch auf viele weitere Prozesse übertragen, welche vergleichbare Voraussetzungen eines linear annäherbaren Systems erfüllen. Unter diesen Voraussetzungen kann auf die Verwendung zusätzlicher intensiver Hilfsgrößen, wie beispielsweise Beschleunigungssensoren, verzichtet werden, wodurch Messaufwände zur Korrektur dynamischer Kräfte erheblich reduziert werden. Die erarbeitete Methodik unterstützt also maßgeblich, um Kräfte bei ultraschallüberlagerten Prozessen adäquat erfassen zu können und stellt damit ein weiteres wichtiges Ergebnis dieser Arbeit dar.

5.6 Versuchsaufbau und Qualifizierung Systemtechnik

Der Versuchsaufbau sowie die verwendete Mess- und Systemtechnik sind in Bild 14 dargestellt und werden im weiteren Verlauf näher beschrieben. Die

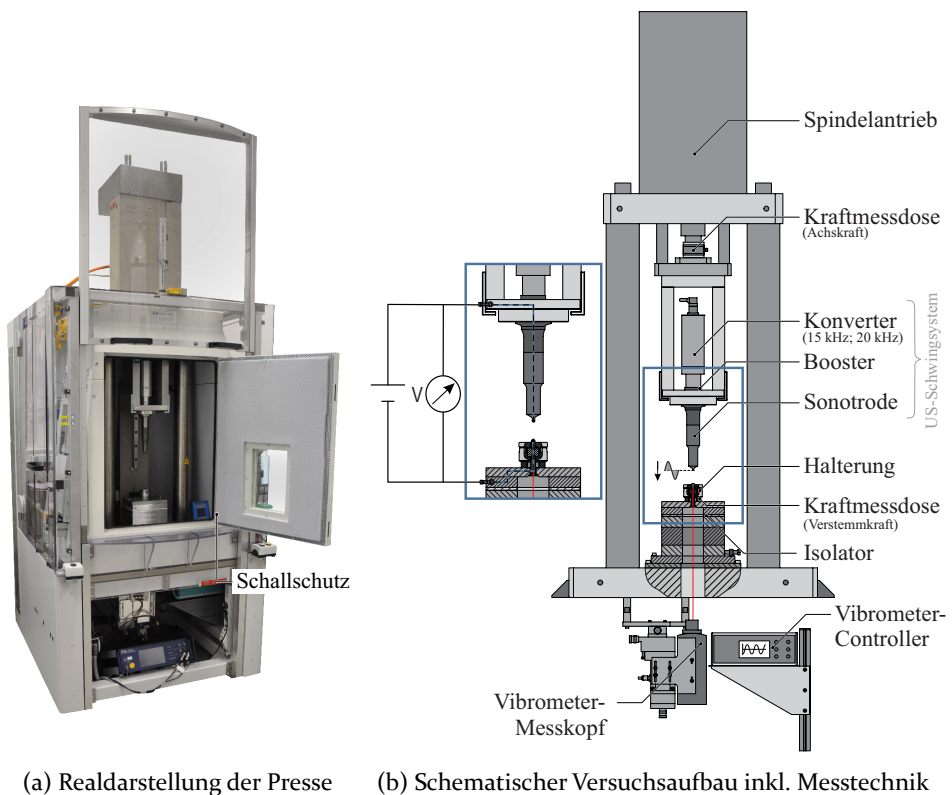


Bild 14: Versuchspresse inkl. Systemtechnik für die Untersuchung des ultraschallunterstützten Umform- und Verstemmaprozesses.

verwendete Spindelpresse mit einer maximalen Belastbarkeit von 50 kN fasst das eigenresonant schwingende Ultraschallschwingsystem an einem Schwingungsknoten in die Spindeltraverse fest ein. Das Schwingsystem verfährt alos synchron mit der vertikalen Achse der Presse. Wahlweise kann das Schwingsystem mit der Hauptfrequenz 15 kHz oder der alternativen Erregerfrequenz 20 kHz betrieben werden [P2]. Das in Abschnitt 5.4 ausgelegte Probenspannsystem wird mit dem Maschinentisch fest verschraubt. Zur Einstellung der Flucht kann der Maschinentisch über seitliche Stellschrauben fein justiert werden, um eine zentrische Ausrichtung der Vorrichtung mit dem Schwingsystem zu gewährleisten. Die Prozesskräfte werden über die Kraftmessdose im Probenspannsystem unterhalb der Halterung erfasst. Zum Abgleich der Prozesskraft wird teilweise eine weitere Kraftmessdose (*Kistler 9361B*) herangezogen, welche in der Spindelachse verbaut ist. Unterhalb der Presse befindet sich ein Einpunkt Laservibrometer (*OFV-525-KA*) der Firma Polytec inklusive Controller. Die Fokusslage sowie die Position des Laserstrahls können über Mikrometerschlitten eingestellt werden. Zentrische Durchgangslöcher im Maschinentisch ($\varnothing 70$ mm) sowie im Probenspannsystem ermöglichen damit optische Bewegungsmessungen mittels Laservibrometrie auf Umformstempel, Einlegeteil, Probenkörper oder Sonotrode während des Prozesses (siehe Bild 14b). Die entwickelte Kontaktmessung detektiert über eine elektrische Kurzschlussmessung bei 12 V das Kontaktverhalten zwischen Probenkörper und Schwingsystem. Selbst kürzeste Kontaktverluste des Schwingsystems vom Probenkörper können so innerhalb des Prozesses hochaufgelöst detektiert werden. Um einen elektrischen Nebenschluss vorzubeugen, trennt ein Isolator das Probenspannsystem von der Versuchspresse. Zusätzliche ultraschallspezifische Signale, wie die aktuelle Frequenz des Schwingsystems oder die aktuelle Generatorleistung, können ebenfalls über das Data Acquisition (DAQ) aufgenommen werden. Alle Prozesssignale werden zeitsynchron mit einer Abtastrate von 500 kHz aufgezeichnet. Somit werden einzelne Oszillationen in den jeweiligen Signalen aufgelöst, um Prozesseinflüsse im hochfrequenten Bereich analysieren zu können. Optional sind bis zu acht getrennte Temperaturmessungen gleichzeitig an unterschiedlichen Punkten zeitsynchron erfassbar. Weiter werden prozessbedingte akustische Emissionen über eine Kapselung der Anlage um ca. 60 dB reduziert [109], um Gesundheitsrisiken vorzubeugen und zumutbare Arbeitsbedingungen an der Versuchspresse zu gewährleisten. Die vorgestellte Versuchspresse wird sowohl für konventionelle Experimente (ohne Ultraschall) als auch für ultraschallüberlagerte Versuche verwendet, um eine erhöhte Vergleichbarkeit der Prozesse zu erhalten. Darüber hinaus wird die Presse zur zerstörenden Prüfung der Verstimmung zur Charakterisierung der Fügeverbindung verwendet.

Die beschriebene Integration des Schwingensystems in die Presse führt zur Überlagerung der Geschwindigkeiten des Ultraschallschwingensystems und des Spindelvorschubs der Presse (v_{Presse}). Dabei setzt sich die Umformgeschwindigkeit (v_{US}) gemäß Gleichung 6 zusammen. Der Spindelvorschub kann im Bereich 0,001 ... 150 mm/s variiert werden. Durch die hohen Frequenzen des Ultraschallschwingensystems und der daraus resultierenden hohen Erregerkreisfrequenz (Ω) können abhängig von der Amplitude (A), Geschwindigkeiten bis zu 5,7 m/s realisiert werden. Geschwindigkeiten des Ultraschallschwingensystems sind damit wesentlich höher als der Spindelvorschub. Eine Variation des Spindelvorschubs beeinflusst, aufgrund des untergeordneten Einflusses, die Umformgeschwindigkeit nur marginal. Vielmehr beeinflusst sie maßgeblich die Prozessdauer und damit die in den Prozess eingebrachte Ultraschalleistung (P_{US}).

$$v_{\text{US}}(t) = \underbrace{v_{\text{Presse}}}_{\text{Spindelvorschub}} + \underbrace{A \cdot \Omega \cdot \cos(\Omega t)}_{\text{US-System}} \quad (6)$$

5.7 Zusammenfassung

Neben der schwingungstechnischen Auslegung des Umformstempels sowie des Probenkörpers behandelt Kapitel 5 die dynamische Auslegung des Versuchsaufbaus. Durch den Einsatz eines elektrischen Impulshammers konnte der Versuchsaufbau im Zuge von experimentellen Modalanalysen grundlegend bis zu einer Grenzfrequenz von 40 kHz in seiner Dynamik untersucht werden. Über die gezielte Einstellung der Steifigkeit des Systems wurde der Versuchsaufbau dahingehend optimiert, die Eigenfrequenzen zu minimieren und ein außerresonantes Betreiben des Versuchsstandes unter Ultraschall zu gewährleisten. Da innerhalb dieser Arbeit eine Reduzierung der Umform- und Verstemmkraft durch eine Schwingungsüberlagerung untersucht werden soll, spielen sowohl die Positionierung des Kraftaufnehmers als auch die Methodik zur Erfassung hochfrequenter Kräfte eine zentrale Rolle. Die Position des Kraftaufnehmers wurde daher nahe der Umformzone gewählt, um ein möglichst unverfälschtes Rohsignal zu erhalten. Die experimentelle 3D-Modalanalyse weist dennoch Relativbewegungen im Pikometerbereich zwischen der Umformzone und der Position des Kraftaufnehmers nach. Daher ist trotz der optimierten Position des Kraftaufnehmers mit einer geringen Abweichung der Prozesssignale zu rechnen. Um auch diese Signalabweichungen zu korrigieren, wurde eine Methode entwickelt, die mittels einer Übertragungsfunktion die experimentell bestimmten Abweichungen kompensiert. Damit besteht die Möglichkeit, hochfrequente Prozesskräfte unter Berücksichtigung der Phasenverschiebung, amplitudenrichtig und frequenzabhängig von der Position des Kraftaufnehmers in die relevante Umform- und Ver-

stimmzone zu transferieren. Der Gültigkeitsbereich der Übertragungsfunktion beschränkt sich dabei auf Frequenzen $f < 31$ kHz. Die hier vorgestellte Methode zur Generierung der Übertragungsfunktion über eine einfache mathematische Verrechnung zweier Signale ist mit geringerem Rechenaufwand verbunden und beschreibt aufgrund der direkten Verwendung der Zielgröße das Übertragungsverhalten sehr genau. Daher zeigt diese Strategie zur Erfassung hochfrequenter Kräfte großes Potential einer Übertragbarkeit auf weitere Prozesse und ist damit ein weiteres wichtiges Resultat dieser Arbeit. Abschließend behandelt das Kapitel den grundlegenden Aufbau des Versuchstandes sowie die verwendete Messtechnik, welche unter einer Abtastrate von 500 kHz den Spindelweg der Presse, Temperatursignale, Kontakt- sowie optische Beschleunigungsmessungen zeitlich synchron erfasst.

Zusammenfassend wurde mittels methodischer Konzeptionierung ein Versuchstand entwickelt, der sich sowohl mechanisch als auch dynamisch eignet, um den ultraschallüberlagerten Verstemmprozess zu analysieren.

6 Numerische Prozesssimulation

Um thermische, dynamische und tribologische Effekte im ultraschallüberlagerten Umform- und Verstemmprozess getrennt voneinander zu analysieren, wird im Folgenden ein numerisches Simulationsmodell vorgestellt. Das entwickelte Modell soll im weiteren Verlauf dieser Arbeit als Werkzeug Verwendung finden, um technisch nur schwer messbare Größen, wie beispielsweise eine plastische Dehnungsverteilung visualisieren zu können. Die gezogenen Prozessgrenzen, gewählte Randbedingungen sowie die gezielte Vernetzungsstrategie stellen dabei die wesentlichen Bestandteile bei der Diskretisierung des Prozesses in der Simulation dar. Das Kapitel schließt durch die Entwicklung einer Methode zum geometrischen Abgleich und die daraus resultierende Bewertung und Validierung des Modells ab.

6.1 Aufbau und Eigenschaften des Simulationsmodells

Mittels der Finite-Elemente-Methode (FEM) wird der ultraschallüberlagerte Umform- und Verstemmprozess als gekoppelte thermomechanische Simulation abgebildet. Aufgrund der rotationssymmetrischen Verstemmkontur und des annähernd rotationssymmetrischen Aufbaus des Spannsystems kann die numerische Prozesssimulation abstrahiert als zweidimensionales, rotationssymmetrisches Simulationsmodell ausgeführt werden. Um die Rechenzeit der Simulation auf ein Minimum zu reduzieren, werden die Modellgrenzen sehr eng gezogen. Es werden lediglich Probenkörper inklusive Einlegeteil, Umformstempel sowie Stempelführung und Sonotrode modelliert. Elastizitäten entfallener Bauteile, wie der Probenhalterung, werden über vereinfachte mechanische Randbedingungen in der Simulation berücksichtigt, wie in Abschnitt 6.2 näher erläutert wird. Von einer thermischen Beeinflussung der Simulation ist durch den Entfall einzelner Bauteile nicht auszugehen. Hierfür ist das geringe Umformvolumen im Verhältnis zum Gesamtvolumen des Probenkörpers mit 0,1 % kapazitiv zu gering. Umformbedingte Temperaturerhöhungen normalisieren sich daher bereits innerhalb des Volumens des Probenkörpers.

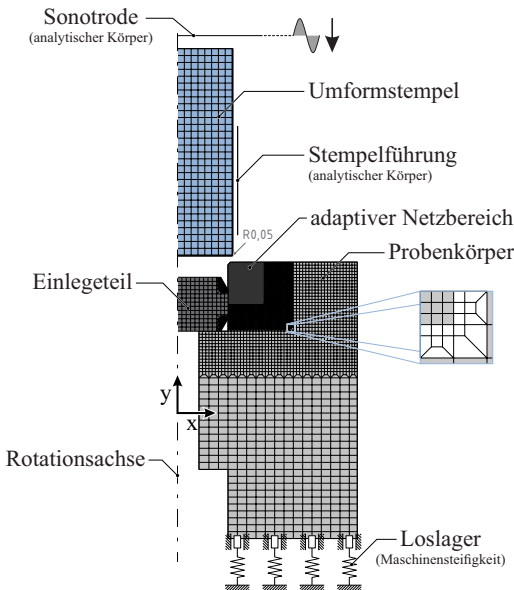
Die Sonotrode sowie die Stempelführung werden als analytische, ideal steife Geometrien konkretisiert. Umformstempel sowie Probenkörper und Einlegeteil werden als elastisch-plastische Körper elementiert und nachfolgend in Abschnitt 6.3 genauer beschrieben. Um simulationsbedingten überhöhten Spannungsspitzen und Vernetzungsproblemen vorzubeugen, erhält der Umformstempel an der umlaufenden Kante einen Radius von 0,05 mm, was

dem arithmetischen Mittel von neuwertigem und verschlissenen Stempel aus Konturvermessungen mittels Konfokalmikroskop entspricht. Zur Auflösung einzelner Schwingspiele der Ultraschallozillation ist eine erhebliche Anzahl an Simulationsinkrementen nötig, weshalb ein explizites Zeitintegrationsverfahren in der Simulation Verwendung findet. Die Abtastrate simulierter Signale beträgt 2,5 MHz, sodass beispielhaft eine 20 kHz-Schwingung mit 125 Zeitschritten aufgelöst werden kann. Trotz der hohen Anzahl an Inkrementen und der damit verbundenen erheblichen Rechenzeit wird von erweiterten Beschleunigungsverfahren, die temporal-, masse- oder steifigkeitsverändernde Maßnahmen beinhalten abgesehen, um dynamische Effekte möglichst genau abzubilden.

6.2 Randbedingungen

Simulationsaufbau und Randbedingungen können Bild 15 entnommen werden. Den zentralen Punkt stellt die Modellierung des Ultraschalls in der Simulation dar. Hierfür wird der analytischen Sonotrode eine Geschwindigkeitsrandbedingung in negativer y-Richtung aufgeprägt. Die transiente Geschwindigkeit ist dabei gemäß Gleichung 6 sowohl vom Spindelvorschub (v_{Presse}) als auch von der Oszillationsgeschwindigkeit (v_{Osz}) des Ultraschallschwingsystems abhängig. Sowohl Spindelvorschub als auch Amplitude und Frequenz des Ultraschallsystems fließen somit in die Geschwindigkeitsrandbedingung mit ein. Die Stempelführung ist während des gesamten Prozesses in ihrer Bewegung in x- und y-Richtung sowie in der Rotation ortsfest. Das Loslager an der Unterseite des Probenkörpers bildet symbolisch die Maschinensteifigkeit ab. Grundlegende Untersuchungen zur Abbildung von Maschinensteifigkeiten in FE-Simulationen von zum Beispiel K. Großmann [110] in der Blechumformung oder T. Kroiß [111] beim Vollvorwärts-Fließpressen zeigten eine verbesserte Abbildung von Umformprozessen. Die Berücksichtigung von Maschinensteifigkeiten in der Simulation konnte dabei neben einer verbesserten Versagensprognose auch zu einer Optimierung der Prozesse beitragen. Vor allem aufgrund der in Abschnitt 5.5 beschriebenen dynamischen Einflüsse auf die Kraftmessungen besteht auch im vorliegenden Prozess die Notwendigkeit der Berücksichtigung von Maschinensteifigkeiten. Innerhalb einer Leerfahrt der Presse wurde daher die Probenhalterung unter Erfassung des Kraft-Weg-Verlaufes bis zur Maximalkraft belastet, um experimentell die lineare Maschinensteifigkeit von $k = 124,2$ kN/mm zu approximieren. In der Simulation wird sie über lineare numerische Federn in y-Richtung konkretisiert. Zusätzlich dienen numerische Federn der Fixierung des Probenkörpers in x-Richtung und der Unterbindung einer Rotation der Probe. Alle massebehafteten Knoten unterliegen über den Ortsfaktor

$9,81 \text{ m/s}^2$ einer Gravitationskraft. Diese soll das rundungsbedingte Wandern einzelner Elementknoten durch das explizite Lösungsverfahren verhindern.



Elemente

Elemente-Typ:	4-Knoten, bilinear, axialsymmetrisch, red. Integration, thermisch-mechanisch
Elemente:	279 (Stempel) 16303 (Probenkörper) 280 (Einlegeteil)
Knoten:	320 (Stempel) 16511 (Probenkörper) 314 (Einlegeteil)

Randbedingungen

Sonotrode:	Geschwindigkeit ($v_x = 0; v_y = v_{US}$)
Stempelführung:	Festlager ($u_x = u_y = 0$)
Probenunterseite:	Loslager ($u_x = 0; u_y(k, F_y)$)

Bild 15: Aufbau und Elementierung des FE-Modells zur numerischen Analyse des Umform- und Verstemmprozesses sowie die Beschreibung der Randbedingungen.

Kontaktbedingungen sind über flächenbasierte Master-Slave-Konzepte unter Berücksichtigung finiter Gleitwege diskretisiert. Die Kontaktsteifigkeit von $1 \times 10^{15} \text{ N/m}^3$ für Stahl-Stahl Verbindungen bildet induzierte Impulse ideal starrer Geometrien (z.B. Sonotrode) minimal gedämpft ab, um möglichst realistische Ergebnisse zu erhalten. Während Kontaktbedingungen zu analytischen Flächen durch die Methode der Lagrangeschen Multiplikatoren diskretisiert werden und somit Verschiebungen exakt mit der analytischen Lösung übereinstimmen, werden aufgrund von Konvergenzproblemen Kontakte zwischen vernetzten Körpern über die Penalty-Methode formuliert. Um tribologische Kontaktbedingungen in der Simulation abzubilden, wird aufgrund der erwarteten hohen Flächenpressung das hybride Reibmodell nach Orowan verwendet [112]. Dabei definieren die Reibzahl (μ) mit 0,18 sowie die Grenzschubspannung $\tau_{max} = R_{p0,z}/2 = 289,5 \text{ MPa}$ [100] die Reibungsparameter zwischen Umformstempel und Probenkörper. Die vorherrschende reine Coulombsche Reibung an der beschichteten Stempelführung wird über $\mu = 0,05$ [113] realisiert.

Zu Beginn der Simulation wird allen Simulationsknoten eine Ausgangstemperatur von $T = 22\text{ °C}$ zugewiesen, um nicht nur simulierte Temperaturdifferenzen, sondern Absoluttemperaturen auswerten zu können. Thermische Effekte in der Simulation werden sowohl durch verrichtete plastische Umformarbeit als auch durch Oberflächenreibung berücksichtigt. Mit einem konstantem Taylor-Quinney Koeffizient (δ) von 0,65 werden 65 % der geleisteten plastischen Umformarbeit in Wärme umgewandelt. Während der allgemein gültige Wert für Stahlwerkstoffe in der Literatur mit $\delta = 0,9$ in konventionellen Prozessen Anwendungen findet, wird aufgrund der hohen Erregerfrequenz und damit verbundenen sehr hohen Dehnraten von gängigen δ -Werten abgewichen. Die von P. Longère [114] experimentell nachgewiesene Dehnratenabhängigkeit des Taylor-Quinney Koeffizienten mit einem regressiven Verhalten für steigende Umformgeschwindigkeiten sowie weitere Untersuchungen von Zaera et al. [115] zum Einfluss der Dehnratenabhängigkeit und der Phasenumwandlungen auf den Koeffizienten rechtfertigen die Anwendung eines reduzierten δ -Wertes. Die verrichtete Arbeit durch Oberflächenreibung zwischen Stempelunterseite und Probenkörper wird zu 99 % in Wärme umgewandelt. Diese Reibungswärme wird zu gleichen Teilen auf die Kontaktpartner aufgeteilt.

6.3 Elementierung und Vernetzung

Umformstempel, Probenkörper und Einlegeteil werden über eine Lagrange-Netzformulierung elementiert. Dabei werden thermo-mechanische, axialsymmetrische, bilineare Vierknoten-Elemente mit reduzierter Integration verwendet. Um eine annähernd isotrope Elementsteifigkeitsmatrix zu erhalten, wird mittels der strukturierten Vernetzung eine möglichst quadratische Geometrie der Elemente angestrebt. Selbst Netzverfeinerungen im FE-Netz werden daher gemäß Schneiders [116] über 3:1-Stellen für eine annähernd richtungsunabhängige Steifigkeit diskretisiert.

Die Anzahl an verwendeten Elementen und Knoten für die jeweiligen Einzelkomponenten sowie die unterschiedlichen Netzbereiche können Bild 15 entnommen werden. Der Umformstempel besitzt mit einer maximalen Kantenlänge von $495\text{ }\mu\text{m}$ eine eher grobe Vernetzung. Das Einlegeteil besitzt an seinen Fasen eine Netzverfeinerung, wodurch eine minimale Kantenlänge von $32\text{ }\mu\text{m}$ entsteht. Im fortschreitenden Verstemmprozess wird es durch die Ausbildung der Verstemmwulst am Probenkörpers vermehrt zu einem Kontakt mit der Fase des Einlegeteils kommen (vgl. Bild 1b). Die feinen Elemente dienen daher neben einer verbesserten Abbildung der Kontaktrandbedingungen zusätzlich einer genaueren Analyse der Dehnungs- und Spannungsverteilung im Einlegeteil. Der umzuformende Probenkörper kann in

vier unterschiedlich fein vernetzte Bereiche eingeteilt werden. Mit steigendem Abstand von der Umformzone wird dabei die Vernetzung zunehmend gröber. Das sehr feine Netz in der Umformzone, mit einer minimalen Kantenlänge von 23,5 μm wird benötigt, um eine bestmögliche geometrische Abbildung der Verstemmwulst zu gewährleisten und gleichfalls die Verzerrung einzelner Elemente gering zu halten. Zusätzlich wird in umformnahen Bereichen die adaptive Vernetzung, Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE), verwendet. Die adaptive Vernetzungstechnik kombiniert Merkmale der reinen Lagrangeschen Netzformulierung mit dem Euler'schen Ansatz. Die Netztopologie wird im Prozess nicht verändert, sodass Volumen- und Massenverhältnisse erhalten bleiben und dennoch große Verschiebungen von Elementen realisiert werden können. Nach allen zehn Inkrementen werden dabei die Elementwinkel (ϕ) geprüft, wobei eine Unterschreitung von $\phi < 60^\circ$ automatisch zu einer Netzoptimierung führt. Hierbei verschiebt der Algorithmus Knoten mehrerer Elemente auf Basis benachbarter Elementknoten und verringert so die Verzerrung einzelner Elemente. Durch die Erhaltung der Knoten- und Elementanzahl werden keine dynamischen Effekte beeinträchtigt, wie es bei kompletten Neuvernetzungen oder Schädigungsmodellen der Fall wäre. Weiter können durch die konstante Anzahl an Knotenpunkten bei der adaptiven Vernetzung einzelne Elementknoten durchgängig von Prozessstart bis -ende verfolgt und so lokale Daten (z.B. Temperatursignale) nahtlos aufgenommen werden.

6.4 Werkstoffkenndaten

Umformstempel sowie Einlegeteil werden in der Prozesssimulation lediglich linear-elastisch, der Probenkörper elastisch-plastisch simuliert. Verwendete Werkstoffkennwerte, physikalisch wie mechanisch, basieren auf konventionellen Werkstoffdaten und wurden demnach ohne den Einfluss von Ultraschall gewonnen. Das Werkstoffmodell ist somit nicht in der Lage, eine Ultraschallüberlagerung direkt über veränderte Materialcharakteristika abzubilden. Während die elastischen Werkstoffkenndaten von Umformstempel und Einlegeteil aus Datenblättern der Hersteller entnommen sind, wurden die Werkstoffkenndaten des Probenkörpers am LFT der FAU in einer umfangreichen Werkstoffcharakterisierung gewonnen (siehe Abschnitt 4.2). Die physikalischen Kennwerte basieren auf der kommerziellen Materialdatenbank JMatPro 6.2.1 [99]. Sämtliche verwendeten Werkstoffkennwerte sind nochmals in Tabelle 4 zusammengefasst. Auch wenn in der Regel isotrope und kinematische Verfestigungen stets in Kombination auftreten [117], wird hier ein rein isotroper Verfestigungsansatz für den Probenkörper gewählt. Die Simulation ist zwar durch eine zyklische Anregung unter Ultraschall ge-

prägt, was zu regelmäßigen entlastenden Phasen führt, dennoch kommt es während dieser Phasen zu keiner Spannungsumkehr. Somit ist von einer richtungsbestimmten Änderung der Elastizitätsgrenze (wie z.B. beim Bauschinger-Effekt [118]) abzusehen. Ein rein isotroper Verfestigungsansatz ist somit eine zulässige Wahl, auch wenn vorhergehende Belastungen dabei im Simulationsmodell unberücksichtigt bleiben [119].

Tabelle 4: Weitere verwendete Werkstoffkennwerte für die numerische Simulation [99].

			Stempel (<i>RexM4</i>)	Probenkörper (<i>X17CrNi6-2</i>)	Einlegeteil (<i>X210CrW12</i>)
Elastizitätsmodul		MPa	230000	216000 [100]	210000
Querkontraktionszahl	ν	-	0,3	0,3	0,3
Dichte	ρ	$\frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$	7,97	7,8	7,65
Wärmeleitfähigkeit	κ	$\frac{\text{W}}{\text{m K}}$	24,3	17,6	17
spez. Wärmekapazität	c_p	$\frac{\text{J}}{\text{kg K}}$	452	452	452

6.5 Validierung Simulationsmodell

Das Simulationsmodell wird sowohl über einen Geometrievergleich als auch über einen Vergleich der Kraftkurven mit experimentellen Ergebnissen des konventionellen Blindverstemmprozess validiert. Üblicherweise erfolgt der geometrische Vergleich qualitativ über einen Bildabgleich von Simulationsnetz und Schliffbild. Teilweise wird auch anhand eines Vergleiches einiger weniger charakteristischen Maße ein Geometrievergleich vollzogen. Um jedoch eine quantitative Aussage für den gesamten Umformbereich zu bekommen, bedarf es der Entwicklung einer Methode für einen erweiterten Geometrievergleich über den Geometriefaktor (B). Dieser Faktor beschreibt die Übereinstimmung der Flächeninhalte von Simulation und Schliffbild und sorgt damit für einen vollumfänglichen Abgleich der gesamten Umformgeometrie in einem Wert. Hierfür muss zunächst die Referenzgeometrie aus experimentellen Schliffbildern entwickelt werden, um eine belastbare Basis für einen Abgleich zu schaffen. Durch das Vermessen charakteristischer Größen im Schliffbild entsteht so eine parametrische Referenzgeometrie, bestehend aus Kurven- und Geradensegmenten (siehe Bild 16a). Verstemmwulstbreite (b), Verstemmwulsthöhe (h), Verstemmweg (s), Innenradius (R_i), Außenradius (R_a), Prozessübermaß (P_{r_4}) und Auslaufwinkel (β) beschreiben da-

bei die Umformgeometrie vollständig. Die Mittelung aus zehn Schliffproben ergibt die parametrische Referenzgeometrie. In der Simulation definiert sich die Außengeometrie über Knotenpunkte am Rand des Simulationsnetzes (siehe Bild 16b, rote Punkte). Pro Knotenpunkt kann nun innerhalb eines definierten Kontrollbereichs eine rechteckige, streifenförmige Teilfläche (S_{Simu}) berechnet werden. Der vertikale Abstand zweier benachbarter Knoten (Δy_n) bestimmt dabei die Höhe der jeweiligen Teilfläche. Die Breite definiert sich vom Knotenpunkt bis zum Ende des Kontrollbereiches. Die Summe der Teilflächen ergibt dann den approximierten Flächeninhalt der simulierten Geometrie. Unter Anwendung der gleichen Systematik kann nun auch die Referenzgeometrie in rechteckige Teilflächen (S_{Ref}) unterteilt werden. Die Höhe der jeweiligen Teilflächen (Δy_n) entspricht dabei ebenfalls dem Abstand zweier Simulationsknoten, wodurch eine identische Abtastung beider Flächeninhalte gewährleistet werden kann. Die Breite der Teilfläche erstreckt sich von der Referenzgeometrie bis zum Ende des Kontrollbereiches. Der Quotient beider Flächeninhalte ($S_{\text{Simu}}/S_{\text{Ref}}$) ergibt dann den Geometriefaktor (B). Die entstehende messbare Größe B gibt damit den Grad der Übereinstimmung von experimenteller und simulierter Gesamtgeometrie in einem Faktor wieder. Kongruenz beider Geometrien besteht demnach bei einem Wert von $B = 100\%$. Unter Berücksichtigung der Streuung vermessener Einzelsegmente besitzt die Referenzgeometrie eine max. Abweichung von $\Delta 0,03 \text{ mm}^2$. Die Genauigkeit des Geometriefaktors ist demnach mit einem relativen Fehler von 3 % behaftet.

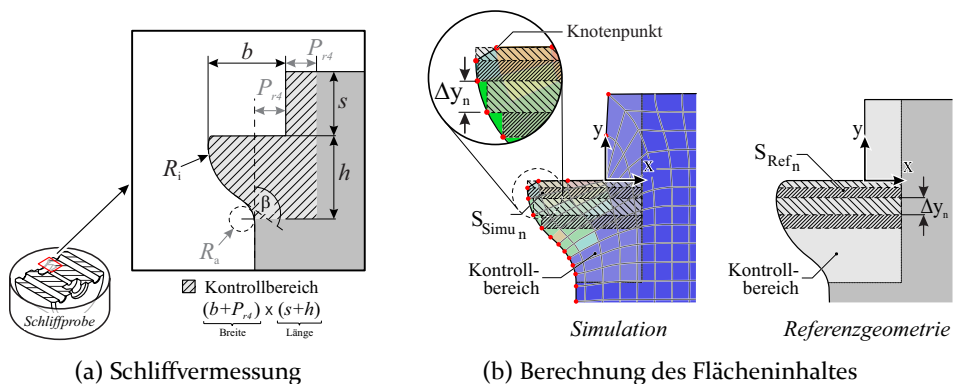


Bild 16: Beschreibung der charakteristischen Größen der Verstemmwulst (a) sowie die Bestimmung des Geometriefaktors (B) durch Flächeninhalte (b).

Die Validierung des Simulationsmodells erfolgt in einer Gegenüberstellung simulierter und experimenteller Ergebnisse in Bild 17. Die experimentelle Kraftkurve stellt dabei eine gemittelte Kurve aus zehn Wiederholungsmessungen dar. Die Abweichungen der Kraftwerte sind über ein Streuband im Diagramm kenntlich gemacht und betragen maximal 318 N. Die Charakteristik der simulierten Kraft gleicht der des Experiments, wobei der anfangs steile Kraftanstieg in einen zunehmend degressiven Verlauf übergeht. Im anfänglichen linear-elastischen Bereich sind die Kraftverläufe nahezu identisch, was sowohl elastische Materialkennwerte als auch die Umsetzung der Maschinensteifigkeit in der Simulation bestärkt. Mit zunehmendem Umformgrad steigen die Abweichungen leicht an. Auch wenn die Kraftwerte der Simulation eine maximale Abweichung von 7,8 % zum gemittelten experimentellen Kraftverlauf aufweisen, wird dennoch die experimentell ermittelte Maximalkraft von $F_U = 23,98 \text{ kN}$ zu Prozessende lediglich um knapp 1,3 kN unterschritten. Während experimentelle Kräfte sehr glatt verlaufen, kommt es in der simulierten Kraft teils zu temporären Kraftsprüngen. Dies ist neben numerischen Rundungsfehlern durch das explizite Lösungsverfahren auf die adaptive Netzformulierung zurückzuführen. Die zunehmende Verzerrung des Simulationsnetzes mit steigendem Umformgrad führt zu einer leichten Verschiebung einzelner Knoten durch die ALE-Netzformulierung. Dadurch können unterschiedlich viele Knoten in Kontaktbereichen im Eingriff sein, was direkte Auswirkungen auf die hier dargestellte Kontaktkraft hat. In Summe bildet die Simulation den Kraftverlauf experimenteller Ergebnisse hinreichend genau ab.

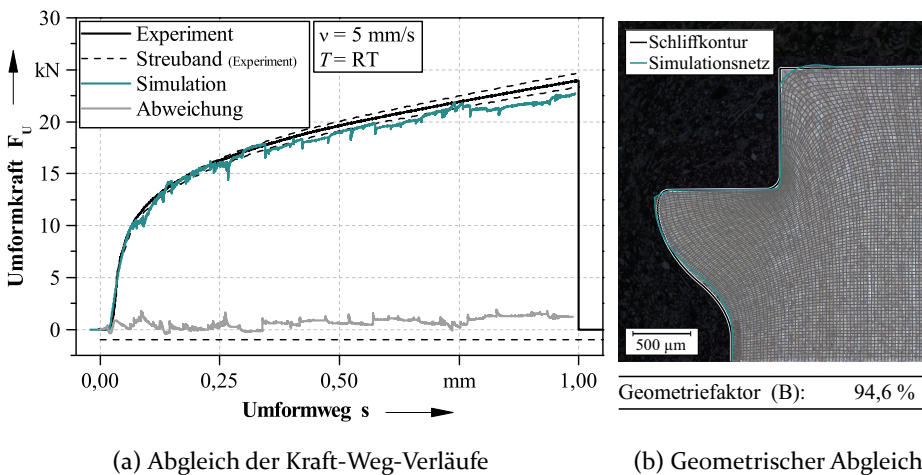


Bild 17: Kraftvergleich (a) sowie geometrischer Vergleich (b) von Experiment und numerischer Prozesssimulation zur Validierung des Simulationsmodells.

Auch der geometrische Vergleich von Schliffbild und Simulation in Bild 17b zeigt eine hohe Übereinstimmung. Der Geometriefaktor mit $B = 94,6\%$ bekräftigt diese hohe Übereinstimmung beider Konturen zusätzlich. Während die Verstemmwulst in Form und Ausprägung mit dem Schliffbild nahezu konvergiert, ist an der Oberkante der Probe in der Simulation eine leicht überproportionale Verrundung erkennbar. Diese Abweichung ist ebenfalls der adaptiven Netzformulierung geschuldet. Anhand der Verfolgung relevanter Netzknotten je Zeitschritt kann nachgewiesen werden, dass die übermäßige Verrundung auf die Verschiebung einzelner Knoten durch die adaptive Netzformulierung zurückzuführen ist. Zur Qualifizierung der Verstemmzone steht allerdings die Verstemmwulst als solche im Fokus, weshalb geringe Geometrieabweichungen am oberen Rand eine untergeordnete Rolle spielen.

Trotz der teilweise nachteiligen Auswirkungen einer adaptiven Netzformulierung besteht eine Übereinstimmung in Kraftverlauf und Geometrie zwischen Experiment und numerischer FE-Simulation von über 92 %. Modellierte Randbedingungen, definierte Elementkantenlängen sowie verwendete Werkstoffkennwerte und angenommene Kontaktsteifigkeiten bilden somit den Prozess in der Simulation ausreichend ab. Das Simulationsmodell ist damit in Kraft und Geometrie validiert und kann für weitere Untersuchungen und Parameterstudien zur Generierung eines erweiterten Prozessverständnisses genutzt werden.

6.6 Zusammenfassung

Kapitel 6 behandelt den grundlegenden Aufbau des FE-Simulationsmodells eines ultraschallüberlagerten Verstemmprozesses. Der rotationssymmetrische Aufbau des Modells diskretisiert sowohl die Stempelführung als auch die Sonotrode als analytische Körper. Probenkörper, Einlegeteil und Umformstempel sind strukturiert vernetzt. Aufgrund der hohen Umformgrade wird eine adaptive Netzformulierung (ALE) verwendet, um Elementverzerrungen zu minimieren. Die Implementierung einer linear approximierten Maschinensteifigkeit soll überdies für eine realistische Abbildung dynamischer Kräfte sorgen. Reibungsvorgänge des Umformprozesses werden über das hybride Reibmodell von Orowan, thermische Effekte sowohl über die Reibungsarbeit als auch über die plastische Umformarbeit berücksichtigt. Die Modellierung des Ultraschalls erfolgt rein über eine Geschwindigkeitsrandbedingung an der Sonotrode. Das Simulationsmodell ist damit in der Lage, jede einzelne Ultraschallschwingung über das explizite Zeitintegrationsverfahren abzubilden. Das zugrundeliegende Materialmodell basiert auf experimentell gewonnenen konventionellen Fließkurven. Die Validierung des Simulationsmodells erfolgte sowohl im Kraftverlauf als auch im Geometrievergleich.

Hierbei wurde der Geometriefaktor (B) entwickelt, welcher in der Lage ist die umgeformte Geometrie in ihrer Gesamtheit quantitativ mit dem Schliffbild abzugleichen.

Die Prozesssimulation zeigt eine maximale Abweichung der Umformkraft von 7,8 % zum Experiment und stimmt in der Geometrie zu 94,6 % mit dem Experiment überein. Damit ist das Simulationsmodell validiert und kann im weiteren Verlauf dieser Arbeit, als Werkzeug zur tiefergehenden Untersuchung des Prozesses verwendet werden.

7 Ultraschallunterstützte Blindverstemmung

Zur Generierung eines grundlegenden Prozessverständnisses wird der ultraschallüberlagerte Verstemmprozess zunächst in vereinfachter Form, als reine Umformung analysiert. Diese sogenannte Blindverstemmung beschreibt ein Verstemmen ohne den zweiten Fügepartner (vgl. Abschnitt 2.1). Die vereinfachten Randbedingungen sowie die leichtere Zugänglichkeit und Analysefähigkeit ermöglichen es, die vorherrschende Prozesssequenz eindeutig zu qualifizieren und validieren. Im Fokus der Arbeit steht ebenfalls die Identifikation und Qualifizierung schwingungsbedingter Kraftreduktionen beim ultraschallüberlagerten Umformen und Verstemmen. Daher liegt der Schwerpunkt in diesem Kapitel auch auf der getrennten Analyse tribologischer, thermischer, werkstoffseitiger und dynamischer Einflüsse gemäß dem Stand der Technik. Die optimierten Parameter der Blindverstemmung werden dann im weiteren Verlauf dieser Arbeit auf den Verstemmprozess unter maximaler Ausnutzung ultraschallbedingter Effekte übertragen.

7.1 Direkte Ultraschalleinleitung

Die Prozesssequenz der direkten Blindverstemmung ist schematisch in drei Schritten in Bild 18 dargestellt. Die direkte Ultraschalleinleitung kennzeichnet eine Umformung des Probenkörpers direkt durch die Sonotrode des Ultraschallschwingsystems. Der bereits in Abschnitt 5.1 ausgelegte Umformstempel wird daher in die Sonotrode eingeschraubt. Damit folgt der Umformstempel allen Bewegungen der Sonotrode. Durch das Einschraubsystem kann ein einfacher und schneller Wechsel verschlissener Stempel erfolgen. Dies stellt vor allem im Serienbetrieb im Vergleich zum Tausch des gesamten Schwingsystems eine wesentlich kostengünstigere Variante dar.

Zu Beginn des Prozesses wird der Probenkörper mit der Niederhaltekraft (F_n) von 4 kN in die Halterung gespannt, um eine definierte Position über den gesamten Prozess zu gewährleisten (Prozessschritt ①). Die feststehende Position des Probenkörpers sorgt so für eine maximale Relativbewegung zum oszillierenden Schwingsystem. Der eingeschraubte Umformstempel ist konzentrisch zur Sacklochbohrung des Probenkörpers ausgerichtet. Mit einem Durchmesser von 8 mm ist er dabei etwas größer als die Sacklochbohrung ($d = 7,3$ mm). Die daraus resultierende Überlappung wird Prozessübermaß (P_{r_4}) genannt. Dieses beschreibt die radiale Differenz von Stempeldurchmesser (D) zu Bohrungsdurchmesser (d) auf Basis des Stempelradius und beschreibt so mit $P_{r_4} = 0,35$ mm eine ringförmige Umformfläche vollständig.

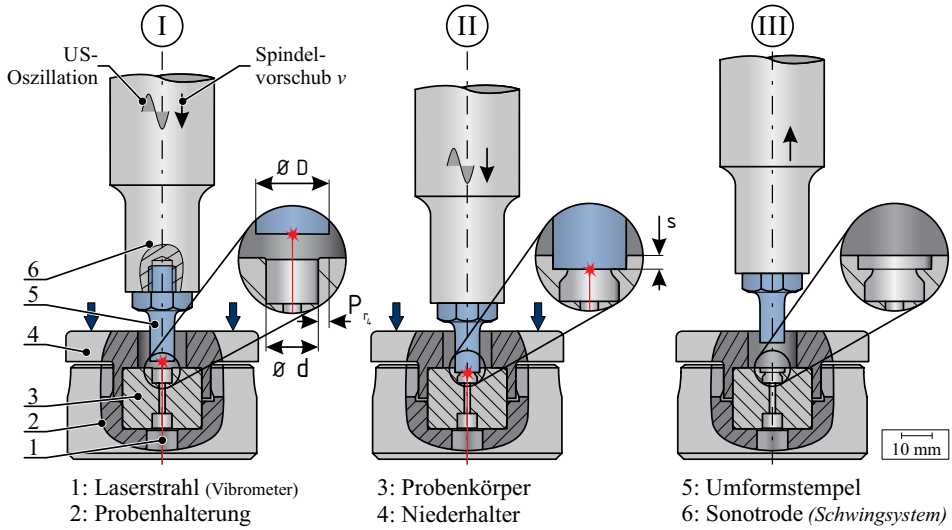


Bild 18: Schematische Darstellung der Prozesssequenz einer Blindverstemmung unter direkter Ultraschalleinleitung in drei Prozessschritten.

Prozessschritt ② beschreibt den eigentlichen Blindverstemmprozess. Hier verfährt die Presse weggesteuert unter Vorschubregelung mit 5 mm/s auf den Probenkörper auf und formt die entstehende Ringgeometrie aus. Im ultraschallüberlagerten Prozess oszilliert dabei das Schwingsystem amplitudengeregt, wodurch eine konstante Amplitude über den gesamten Prozess sichergestellt wird. Das Schwingsystem wird bereits vor dem Auftreffen auf die Probe aktiviert, um ein schwingendes Aufsetzen zu garantieren. Die charakteristische Umform- und Verstemmwulst bildet sich mit zunehmender Zustellung der Presse aus. Das Prozessende ist durch den bleibenden Umformweg $s = 1$ mm nach elastischer Rückfederung definiert. Erst beim Erreichen der maximalen Verstemmtiefe wird im ultraschallüberlagerten Prozess die Oszillation des Schwingsystems ausgeschaltet, sodass sichergestellt ist, dass die gesamte Umformung ultraschallunterstützt erfolgt. Nach dem Umformprozess fährt die Presse wieder in Ausgangsposition ③. Der Probenkörper kann händisch entnommen werden.

Komplementäre Kraft-Weg-Verläufe des Blindverstemmprozesses mit und ohne Ultraschall sind in Bild 19 dargestellt. Um die Aussage der Maximalkräfte sowie deren Verlauf auf Reproduzierbarkeit hin zu überprüfen, wurde jede Versuchskombination über zehn Wiederholversuche abgesichert. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird im Schaubild jedoch lediglich ein repräsentativer Versuch je Kombination abgebildet. Auf die Streuung der Ergebnisse wird im weiteren Verlauf der Arbeit anhand zusätzlicher Schaubilder genauer eingegangen.

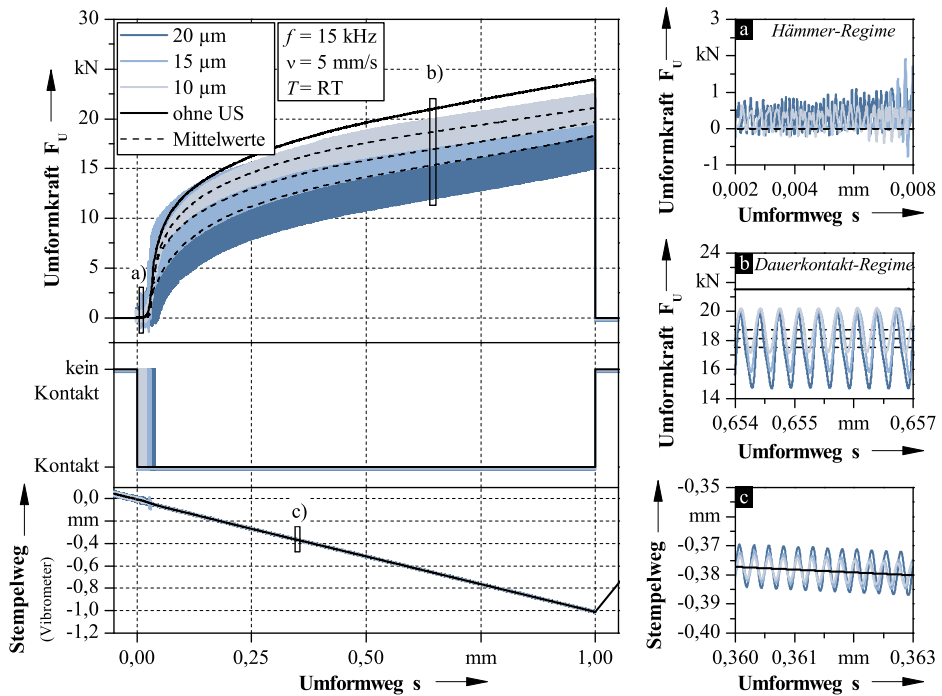


Bild 19: Vergleich der Kraft-, Kontakt- und Vibrometersignale über dem Umformweg einer Blindverstemmung bei direkter Ultraschalleinleitung ohne und mit harmonischer 15 kHz Schwingungsüberlagerung bei 10 μm , 15 μm und 20 μm Erregeramplitude.

Die konventionelle Kraftkurve der Blindverstemmung ohne Ultraschall zeigt einen anfänglich sehr steil, linear verlaufenden Kraftanstieg. Diesem folgt ein degressiver Verlauf, bis sich schließlich ein annähernd konstanter Trend bis zum Umformweg von 1 mm anschließt. Die Maximalkraft von 24,8 kN wird am Ende des Prozesses erreicht. Beim Zurückfahren der Presse sinkt die Kraftkurve instantan auf 0 N ab. Das darunter dargestellte Kontaktsignal detektiert gleichzeitig mit dem Kraftanstieg eine Berührung zwischen Schwingssystem und Probenkörper, die bis zum Erreichen des maximalen Umformweges anhält. Ein Kontaktverlust wird erst beim Rückfahren der Presse wieder erfasst. Die Stempelbewegung wird über das Laservibrometer zeitgleich zum Kraft- und Kontaktsignal erfasst (siehe Bild 18). Mit einem maximalen Umformweg von $s = 1,026$ mm am Ende des Prozesses und einem kontinuierlichen Vorschub zeigt das Vibrometer konsistente Messsignale mit der Presse. Am Ende des Prozesses fährt die Sonotrode mit integrierem Stempel wieder zurück in die Ausgangsposition, erkennbar am Vibrometersignal mit positiver Steigung.

Schwingungsüberlagerte Blindverstemmungen versetzen sowohl das Kraft- als auch das Wegsignal in Oszillation. Die in der Abbildung dick erscheinenden Strichstärken der Kraftsignale sind Resultat des harmonisch um den Mittelwert oszillierenden Signalverlaufs bei hoher Abtastrate. Dem anfangs unbeständigen, stochastischen Kraftverlauf mit teilweise Ausschlägen in den negativen Kraftbereich (siehe Bild 19a) folgt eine harmonisch oszillierende Charakteristik unter sichtlicher Kraftreduktion (Bild 19b). Mit steigender Erregeramplitude erhöht sich dabei die harmonische Oszillation im Kraftsignal. Die in Abschnitt 5.5 definierten mittleren Kräfte (F_{mittel}) besitzen unter Ultraschall grundsätzlich einen vergleichbaren Verlauf zum konventionellen Kraftverlauf ohne Ultraschall, allerdings mit leichtem Parallelversatz zu geringeren Kräften. Je höher dabei die Erregeramplitude gewählt wird, desto geringer ist das Kraftniveau mittlerer Kräfte. Anders ausgedrückt ergibt sich mit steigender Erregeramplitude eine zunehmende Kraftreduktion der mittleren Kräfte um 1,6 kN bei $A = 10 \mu\text{m}$, 3,2 kN bei $A = 15 \mu\text{m}$ und 5,2 kN bei $A = 20 \mu\text{m}$. Der Nachweis für eine Kraftreduzierung durch eine Ultraschallüberlagerung ist somit bereits zum jetzigen Zeitpunkt erbracht. Gleichzeitig verlängert sich die anfängliche Phase des unbeständigen Kraftsignals mit steigender Amplitude, wobei eine Dauer von 10 ms bei $A = 10 \mu\text{m}$, 18 ms bei $A = 15 \mu\text{m}$ und bis zu 29 ms bei $A = 20 \mu\text{m}$ erreicht werden. Trotz steigender Oszillation im Kraftsignal verbleiben die maximalen Kräfte (F_{max}) auf vergleichbarem Niveau. Anfänglich erreichen sie dabei den konventionellen Kraftverlauf, entfernen sich jedoch mit zunehmendem Umformweg kontinuierlich davon. Das Kontaktsignal verifiziert die beiden unterschiedlichen Prozessphasen durch rasche, unbeständige Kontaktwechsel zu Beginn, gefolgt von einem detektierten permanenten Kontakt in der zweiten Prozessphase bis zum Prozessende. Aufgrund der hohen Abtastrate der Messsignale und der hohen Erregerfrequenz erscheinen auch hier die raschen Kontaktwechsel zu Beginn im Diagramm als breite Bänder. Der Amplitudeneinfluss wirkt sich dabei durch eine Verlängerung der anfänglichen Kontaktwechsel aus. Auch das Vibrometersignal lässt aufgrund der außergewöhnlichen Stempelbewegung die zwei unterschiedlichen Phasen erkennen und validiert so Kraft- und Kontaktsignal gleichermaßen. Vor Auftreffen der Sonotrode auf dem Probenkörper ($s < 0 \text{ mm}$) zeigt sich eine harmonische Oszillation in der Bewegung des Stempels, was das schwingende Aufsetzen im Prozess erkennen lässt. Beim Auftreffen auf den Probenkörper ($s = 0$) werden inhomogene hohe Ausschläge im Wegsignal ersichtlich, gefolgt von einer sinusförmigen Stempelbewegung mit etwas geringerer Amplitude als im Leerlauf (Bild 19c). Am Ende des Prozesses fährt das Schwingensystem ohne Schwingungsüberlagerung wieder in Ausgangsposition, erkennbar an der dünnen Linie mit positiver Steigung. Neben der ausgeprägteren Oszillation infolge einer Amplitudenerhöhung lässt sich auch im Wegsignal des Stempels die verlängerte

Anfangszone durch den unbeständigen Signalverlauf feststellen. Vergleicht man die erzeugten Resultate der Blindverstemmung im Schliffbild anhand der charakteristischen Größen aus Bild 16a miteinander, so wird mit und ohne Ultraschall im Rahmen der Streuung keine veränderte Wulstbildung erkennbar. Somit kann nachgewiesenermaßen durch Ultraschall, bei reduzierter Prozesskraft, ein vergleichbares Umformergebnis wie bei der konventionellen Prozessführung erzeugt werden.

Anfängliche rasche Kontaktwechsel im Signalverlauf in Kombination mit dem unbeständigen Kraft- und Wegsignal mit teils Ausschlägen in den negativen Bereich lassen auf ein Hämmern schließen. Hierbei kommt es zu kurzen diskontinuierlichen Kraftstößen vom Umformstempel auf den Probenkörper. Die sich anschließende dynamische Rückfederung der Struktur erläutert die negativen Kraftspitzen in den Zeiten des Kontaktverlustes. Erst wenn unter Last die Einleitung einer gesamten Kraftoszillation in den Probenkörper möglich ist, kann es zum Dauerkontakt kommen. Eine Verlängerung der anfänglichen Hämmerphase bei zunehmender Amplitude erscheint aufgrund der damit verbundenen erhöhten Kraftoszillation somit schlüssig. Die ultraschallunterstützte Prozesssequenz kann damit in zwei Prozessregime eingeteilt werden: das *Hämmer-Regime* zu Beginn des Prozesses, gefolgt vom *Dauerkontakt-Regime* bis zum Ende des Prozesses. Wie bereits beschrieben, folgen im *Dauerkontakt-Regime* aus höheren Erregeramplituden des Ultraschallschwingsystems höhere Kraftoszillationen. Die Erregeramplitude ist damit das maßgebende Kriterium für oszillierende Kräfte. Da die maximalen Kräfte unabhängig von der Erregeramplitude auf vergleichbarem Niveau verbleiben, führen steigende Kraftoszillationen zwangsläufig zu einer Reduzierung mittlerer Kräfte. Damit stellt die Erregeramplitude beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess den wesentlichen Parameter für eine Kraftreduzierung mittlerer Kräfte dar. Über die Erregeramplitude kann somit gezielt die Höhe der Kraftreduzierung eingestellt werden. Diese wesentlichen Erkenntnisse lassen vermuten, dass weitere Erhöhungen der Erregeramplitude zu weiteren Kraftreduzierungen führen.

Theoretisch betrachtet muss bei einer Umformung eine gewisse erforderliche Kraft (F_{Erf}) erreicht werden, um einen Werkstoff plastisch umzuformen. Nach jetzigem Stand führt eine Schwingungsüberlagerung zu einer Reduzierung mittlerer Kräfte (F_{mittel}), wobei Kraftspitzen (F_{max}) nahezu an die erforderliche Kraft reichen. Aus größeren Erregeramplituden folgen höhere Kraftamplituden, welche wiederum zu höheren Kraftreduktionen im Mittel führen. Eine maximale Kraftreduktion würde demnach bestehen, wenn die Kraftoszillation gerade bis zur Entlastung reicht und damit zwischen Null und F_{Erf} oszilliert. Die mittlere Kraft würde folglich 50 % der erforderlichen Kraft betragen. Zur Verdeutlichung zeigt Bild 20 hierzu schematisch die theoretisch max.

7.2 Indirekte Ultraschalleinleitung

Im Gegensatz zur direkten Ultraschalleinleitung entfällt durch die modifizierte Konstruktion nun die feste Kopplung zwischen Umformstempel und Schwingsystem. Durch das Separieren des Umformstempels wird ein aktives Zurückziehen des Stempels unterbunden. Vorteilhaft können nun Kontaktverluste über den gesamten Prozess erfolgen. Die Erhöhung der Belastbarkeit des Schwingsystems aufgrund der vereinfachten Geometrie der Sonotrode kann dabei Erregeramplituden bis $A = 45 \mu\text{m}$ realisieren. Die formgebende Kontur des Umformstempels sowie dessen Werkstoff und Beschichtung bleiben identisch. Zur Verdeutlichung des modifizierten Prozessablaufes zeigt Bild 21 das Blindverstemmen unter indirekter Schalleinleitung.

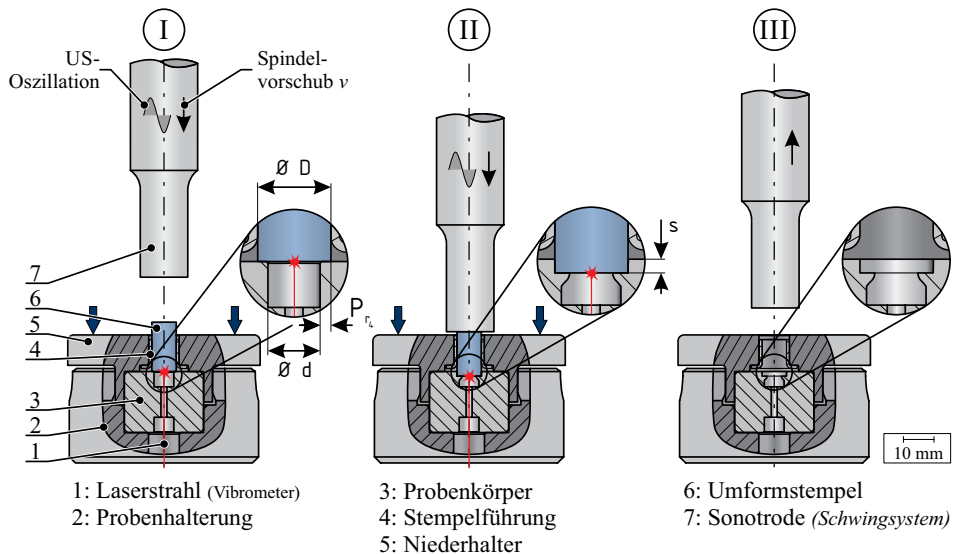


Bild 21: Schematische Darstellung der Prozesssequenz einer Blindverstemmung unter indirekter Ultraschalleinleitung mit separatem Umformstempel in drei Prozessschritten.

Der Probenkörper wird auch hier in die Halterung eingelegt und über eine Niederhalte­kraft von 4 kN fixiert. Der Umformstempel wird über die Führungsbuchse im Niederhalter in Flucht mit dem Probenkörper gebracht (siehe Bild 21 ①). Auch hier können im Hinblick auf einen Serienprozess Verschleißteile wie Stempel oder Führungsbuchse sehr einfach, kostengünstig und schnell gewechselt werden. Der zylindrische Umformstempel wird zu Beginn des Prozesses in die Stempelführung eingelegt, sodass er auf dem Probenkörper aufliegt. Im weiteren Verlauf des Prozesses drückt die oszillierende Sonotrode den Umformstempel in den Probenkörper, wie in Bild 21 ② erkennbar. Aufgrund des Prozessübermaßes ($P_{r_4} = 0,35 \text{ mm}$) bildet sich dabei

die charakteristische Wulst aus. Nach Erreichen der Verstemmtiefe von 1 mm fährt das Schwingsystem wieder in Ausgangsposition (Bild 21 III). Der im Probenkörper verbleibende Umformstempel kann damit kraftlos entnommen werden. Via Laservibrometer wird auch hier die Bewegung der Stempelstirnseite erfasst.

Zur Untersuchung eines möglichen Prozesseinflusses durch die modifizierte Konstruktion werden die Signalverläufe von direkter und indirekter Ultraschalleinleitung gleicher Amplitude zunächst gegenübergestellt. Wie Bild 22 zeigt, lassen sich hierbei jedoch keine signifikanten Unterschiede feststellen. Sowohl Kraft-, Kontakt-, wie auch Vibrometersignal sind vergleichbar. Die sich einstellenden Oszillationen im Kraftverlauf sowie die resultierenden Kraftreduktionen zeigen ebenfalls eine hohe Übereinstimmung und senken die mittlere Umformkraft um bis zu $\Delta F_U = 5 \text{ kN}$ am Ende des Prozesses. Erneut können die beiden Prozessregime, *Hämmer-Regime* und *Dauerkontakt-Regime* klar identifiziert werden. Lediglich die anfängliche Hämmerphase scheint geringfügig länger und verzeichnet im Mittel etwa 6 % höhere Kraftspitzen. Ebenfalls im Vibrometersignal ist zunächst eine leicht erhöhte Oszillation des Stempels während der Hämmerphase erkennbar. Da der Umformstempel bereits zu Beginn des Prozesses auf dem Probenkörper aufliegt und auch nach dem Prozess in der Probe verweilt, kann hier das schwingende Aufsetzen ($s < 0$) sowie das Rückfahren der Presse ($s > 1$) im Vibrometersignal zudem nicht abgebildet werden. Der nun vom Schwingsystem getrennte Umformstempel zeigt somit nur marginalen Einfluss auf den Blindverstemmprozess für $A \leq 20 \mu\text{m}$. Um eine erhöhte Vergleichbarkeit zu gewährleisten, werden im Folgenden somit ausschließlich Signalverläufe der indirekten Schalleinleitung für Gegenüberstellungen herangezogen.

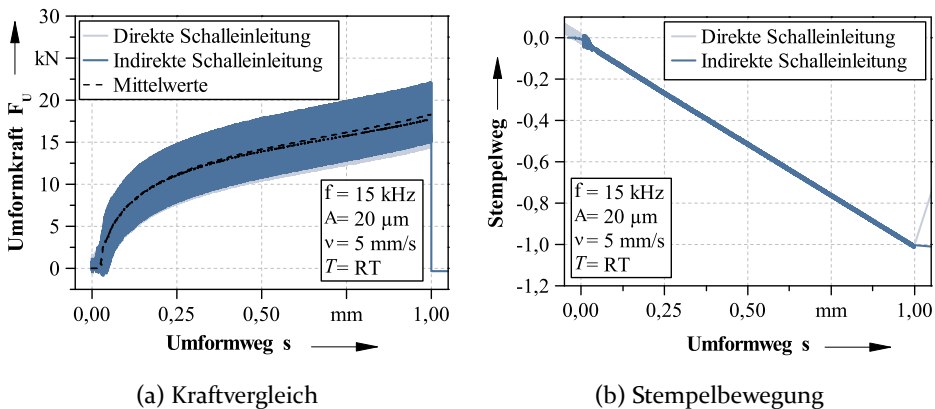


Bild 22: Vergleich der Kraft- und Vibrometersignale einer schwingungsüberlagerten Blindverstemmung von direkter und indirekter Ultraschalleinleitung.

Aufgrund der gesteigerten Belastbarkeit durch die optimierte Konstruktion kann nun die Amplitude auf das Maximum von $45\ \mu\text{m}$ erhöht werden. Hierbei zeigt sich ein stark abweichendes Prozessverhalten. Zu Gunsten der Übersichtlichkeit zeigt auch Bild 23 lediglich einen exemplarischen Kraft-Weg-Verlauf aus zehn Wiederholversuchen des indirekten Blindverstemmprozesses ohne und mit Ultraschall. Auf die Prozessstreuung wird im weiteren Verlauf der Arbeit näher eingegangen.

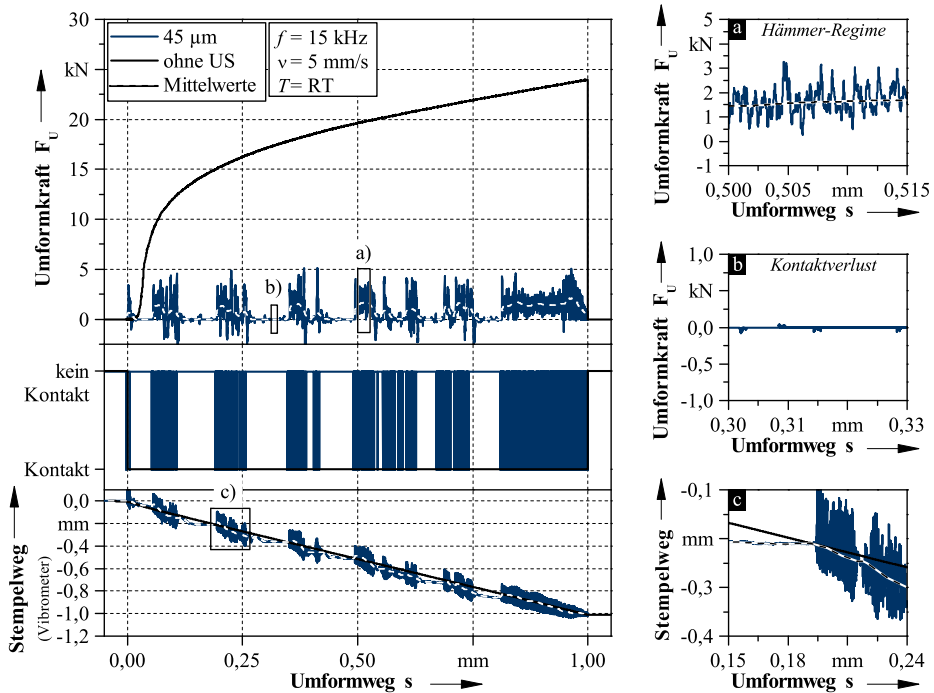


Bild 23: Vergleich der Kraft-, Kontakt- und Vibrometersignale über dem Umformweg einer Blindverstimmung bei indirekter Ultraschalleinleitung ohne und mit harmonischer 15 kHz Schwingungsüberlagerung bei $45\ \mu\text{m}$ Erregeramplitude.

Während die zuvor gezeigten Kräfte unter Ultraschall bei geringeren Erregeramplituden ($A \leq 20\ \mu\text{m}$) mit Parallelversatz zur konventionellen Umformkraft verlaufen, werden bei $A = 45\ \mu\text{m}$ durchgehend niedrige Kräfte detektiert. Genauere Betrachtungen des Kraftsignals zeigen unbeständige Kraftauschläge am Anfang des Prozesses, gefolgt von einer nahezu kraftlosen Sequenz trotz sinusförmiger Anregung des Ultraschallschwingsystems unter 15 kHz. Im weiteren Prozessverlauf wechseln sich unbeständige Kraftschläge (siehe Bild 23a) und kraftlose Bereiche (siehe Bild 23b) mehrfach ab. Bis zum Ende des Prozesses kann dabei keine Kraft größer 5,1 kN gemessen werden. Auch das unter dem Kraftsignal dargestellte Kontaktsignal bestätigt hier

den veränderten Prozessverlauf. Der erste Kontakt zwischen Schwingsystem und Probenkörper wird zeitgleich mit dem ersten Kraftanstieg zu Prozessbeginn ($s = 0$) detektiert. Dabei werden, wie schon zuvor bei geringeren Amplituden, rasche Kontaktwechsel verzeichnet. Daran anschließend folgt ein zeitweise länger anhaltender Kontaktverlust. Synchron zum Kraftsignal wechseln sich hierbei beide Sequenzen im weiteren Prozessverlauf ab. Die durchschnittliche Zeitspanne kraftloser Bereiche beträgt dabei ca. 23 ms. Am Ende des Prozesses ($s = 1$) wird zeitgleich mit dem Kraftabfall ein anhaltender Kontaktverlust registriert. Der Verlauf des Stempelwegs zeigt ebenfalls zunächst eine diskontinuierliche, inharmonische Bewegung des Umformstempels, gefolgt von einem annähernd horizontal verlaufenden Signal während des Kontaktverlustes. Beide Charakteristika wechseln sich auch hier synchron zu Kraft- und Kontaktsignal mehrfach ab, wodurch ein konsistentes Bild aller gemessenen Signale entsteht. Zusätzlich wird in der Abbildung die gemittelte Stempelbewegung als unterbrochene Linie abgebildet. Während der diskontinuierlichen Stempelbewegung weist sie im Vergleich zum Stempelweg ohne Ultraschall einen wesentlich steileren Gradienten auf (siehe Bild 23c). Weitere Bewegungsmessungen auf die Stirnseite der Sonotrode zeigen im Prozess hingegen eine durchgehend kontinuierliche Oszillation mit überlagertem konstanten Spindelvorschub. Eine Fehlfunktion der Presse oder des Schwingsystems kann somit ausgeschlossen werden.

Diskontinuierliche Kraftspitzen in Verbindung mit raschen Kontaktwechsel und ebenfalls diskontinuierlichem Stempelweg deuten auch hier auf ein Hämmern innerhalb des Prozesses hin. Anders als bei geringeren Erregeramplituden tritt bei $A = 45 \mu\text{m}$ das *Hämmer-Regime* nicht nur zu Prozessbeginn, sondern mehrfach innerhalb des Prozesses auf. Die Ableitung des geglätteten Wegsignals des Stempels zeigt im *Hämmer-Regime* ein Durchschnittsgeschwindigkeit von annähernd 6,7 mm/s. Damit liegt die mittlere Stempelgeschwindigkeit höher als der Spindelvorschub von 5 mm/s. Die in Gleichung 6 definierte Umformgeschwindigkeit, bestehend aus Spindelvorschub und Oszillation des Ultraschallschwingsystems, kann den Stempel über den Spindelvorschub hinaus auf bis zu 4,2 m/s beschleunigen. Da die Sonotrode nicht mehr mit dem Umformstempel verbunden ist, kommt es durch die erhöhte Geschwindigkeit zu einem „Voreilen“ des Stempels. Durch den anschließenden Kontaktverlust und die ausbleibenden Hammerschläge des Schwingsystems verringert sich die Geschwindigkeit des Umformstempels, bis er schließlich zum Stillstand kommt. Dies ist anhand des horizontal verlaufenden Vibrometersignals erkennbar. Eine Periode unter 15 kHz beträgt 0,07 ms. Die kraftlosen Bereiche sind jedoch um ein Vielfaches länger. Demnach führt das Schwingsystem mehrere Leerlaufschwingungen während der kraftlosen Bereiche aus. Dies bestätigt sich auch anhand von Vibrometermessungen auf die Sonotrodenunterseite. Erst wenn die Presse den vorausge-

eilten Stempel erneut einholt, kommt es zu einer weiteren Hämmerperiode. Im Vibrometersignal wird dies durch das Kreuzen des horizontal verlaufenden Wegsignals des stillstehenden Stempels mit dem konventionellen Wegverlauf ohne Ultraschall deutlich (siehe Bild 23c) [P3]. Der neue Prozessverlauf kann damit ebenfalls in zwei unterschiedliche Regime eingeteilt werden, das bereits bekannte *Hämmer-Regime* sowie den *Kontaktverlust*. Während das beschriebene *Dauerkontakt-Regime* mit amplitudenabhängiger Kraftreduktion der mittleren Kräfte konsistent mit den Ergebnissen anderer Autoren bei unterschiedlichen Prozessen ist, wird hier erstmals das *Hämmer-Regime* sowie das Regime des *Kontaktverlustes* beschrieben. Die Identifizierung dieses neuen Prozessverlaufes infolge einer Ultraschallüberlagerung stellt ein weiteres wichtiges Ergebnis dieser Arbeit dar und birgt anhand des Kraftverlaufes ein hohes Potential einer erweiterten Kraftreduktion.

Wie bereits aus Abschnitt 5.5 bekannt ist, spielt die Dynamik bei schwingungsüberlagerten Umformprozessen eine erhebliche Rolle. Daher werden im Folgenden die Kraftverläufe nochmals intensiv auf ihre dynamischen Eigenschaften untersucht. Hierzu werden die Kraftsignale in den Frequenzbereich transferiert. Bild 24 ordnet dabei via diskreter FFT abhängig vom Umformweg (s) jeder Frequenz (f) die vorhandene Kraftamplitude (F_{Amp}) zu. Mit einer Wegauflösung von 0,02 mm und Frequenzauflösung von 244 Hz lassen sich so die unterschiedlichen Frequenzanteile über dem Umformweg darstellen. Instationäre Prozessverläufe können dabei detaillierter betrachtet werden.

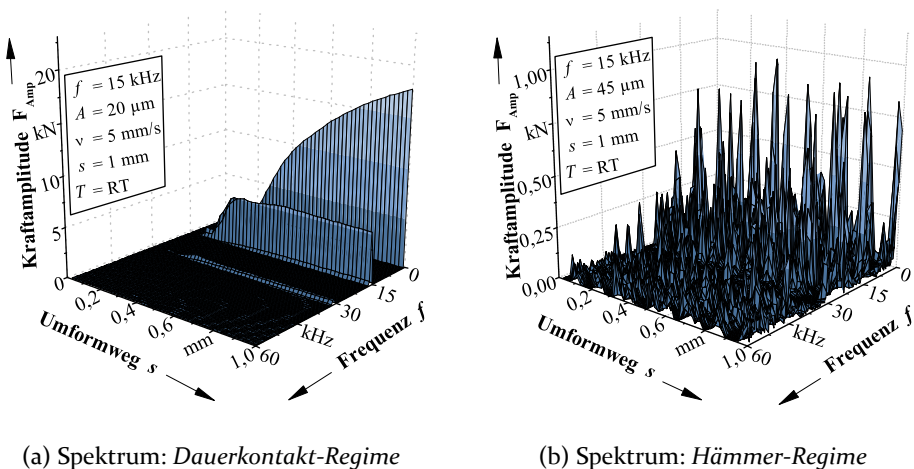


Bild 24: Umformkräfte beim Blindverstemmen über Umformweg (s) und Frequenz (f).

Das Spektrum des ultraschallüberlagerten Prozesses im *Dauerkontakt-Regime* mit $A = 20 \mu\text{m}$ zeigt bei der Frequenz Null stark ausgeprägte quasi-statische, niederfrequente Kraftanteile. Diese entsprechen in Form und Größe den bereits diskutierten mittleren Kräften. Die überlagerte Oszillation im Kraftsignal wird im Schaubild durch Kraftamplituden bei 15 kHz deutlich. Diese hochfrequenten Kraftanteile bauen sich zu Prozessbeginn langsam auf und bleiben dann bis zu Prozessende nahezu konstant bei 5,7 kN. Auch wenn aus vorherigen Schaubildern bereits eine überlagerte harmonische Oszillation im Kraftsignal erkennbar war (siehe z.B. Bild 19b), so besteht nun Klarheit über deren Frequenz und Kraftamplitude über den gesamten Prozessverlauf. Zusätzlich wird mit einer geringen Kraftamplitude von ca. 40 N das erste Vielfache der Erregerfrequenz (30 kHz) angeregt. Frequenzanteile unter 5 % der Erregeramplitude können hierbei jedoch vernachlässigt werden da sie keinen signifikanten Einfluss auf die Dynamik zeigen [120]. Im *Hämmern-Regime* unter $A = 45 \mu\text{m}$ sind weder dominant ausgeprägte niederfrequente Kräfte noch eine klare harmonische Oszillation ersichtlich (siehe Bild 24b). Vielmehr kommt es zur Anregung des gesamten Frequenzbandes mit minimalen Kraftamplituden, wobei zu unterschiedlichen Umformwegen unterschiedliche Frequenzanteile im Kraftsignal vorhanden sind. Die Anregung eines derart großen Frequenzbandes deutet auf eine schlagende Anregung im instationären Bereich hin und untermauert so die bereits diskutierten Ergebnisse einer Vielzahl an Kraftstöße im *Hämmern-Regime*.

Zur Analyse der Prozesssteuerung stellt Bild 25 die bereits diskutierten Messsignale im Balkendiagramm nochmals gegenüber. Dabei bildet jeder Balken den arithmetischen Mittelwert aus jeweils zehn Wiederholversuchen ab. Die Fehlerbalken stehen für den jeweiligen Maximal- und Minimalwert je Amplitude.

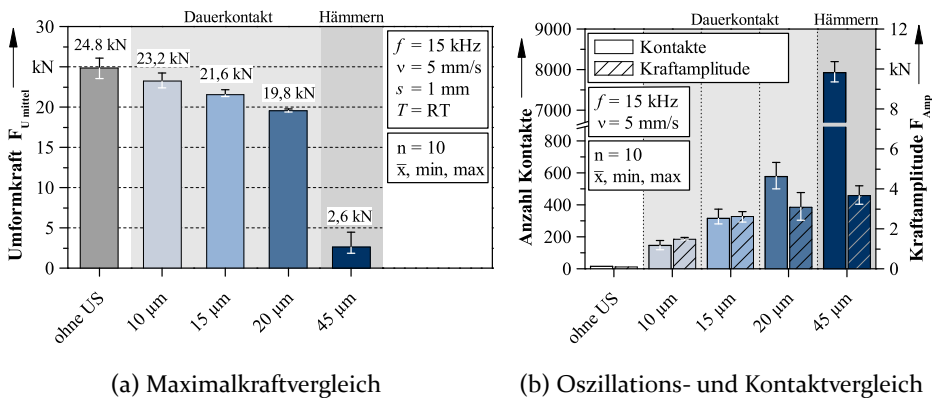


Bild 25: Vergleich der maximalen mittleren Umformkräfte (a), der Kraftoszillation sowie der Kontaktanzahl (b) abhängig von der Erregeramplitude A beim Blindverstemmen.

Zunächst zeigt sich im Diagramm anhand der Maximalwerte der mittleren Umformkraft im *Dauerkontakt-Regime* eine annähernd lineare Verringerung der durchschnittlichen Umformkraft von 23,2 kN über 21,6 kN auf 19,8 kN bei ebenfalls linear steigenden Erregeramplituden. Dies bestärkt erneut den maßgeblichen Einfluss der Amplitude auf die Kraftreduzierung. Die Streuung aller Ergebnisse liegt konstant unter neun Prozent der Maximalkraft. Im konventionellen Prozess (ohne Ultraschall) liegt die Streuung bei 2,4 kN. Im *Dauerkontakt-Regime* kommt es bei der Erregeramplitude $A = 10 \mu\text{m}$ zu einer Streuung von 1,9 kN, bei $A = 15 \mu\text{m}$ zu einer Streuung von 0,8 kN und bei $A = 20 \mu\text{m}$ zu einer Streuung von 0,4 kN. Schwingungsüberlagerte Blindverstimmungen weisen damit ein etwas geringeres Streuband als der konventionelle Prozess auf, was die hohe Reproduzierbarkeit bei der Kraftmessung nochmals bestärkt. Stellt man, wie in Bild 25b dargestellt, die Anzahl der Kontakte innerhalb der Prozesse gegenüber, so wird im *Dauerkontakt-Regime* bei Amplituden bis $20 \mu\text{m}$ ebenfalls mit steigender Amplitude eine annähernd linear steigende Anzahl an Kontakten in der anfänglichen Hämmerperiode ersichtlich. Gleichermaßen erhöht sich auch die in der Abbildung dargestellte Kraftamplitude (F_{Amp}) annähernd linear mit der Erregeramplitude von 1,5 kN über 2,6 kN auf 3,9 kN. Dies veranschaulicht nochmals den Zusammenhang zwischen der Anzahl an Kontakten und vorherrschender Kraftamplitude, wonach die anfänglichen Kontaktverluste solange bestehen, bis eine gesamte Kraftschwingweite in den Prozess eingeleitet werden kann. Steigende Kraftamplituden führen somit zwangsläufig zu längeren anfänglichen Hämmerperioden. Bei $A = 45 \mu\text{m}$ zeigt sich die veränderte Prozesssequenz anhand der erheblich geringeren Prozesskraft mit 2,6 kN bei einer maximalen Ergebnisstreuung von 2,3 kN. Gleichfalls kann im Kontaktsignal sowie in der Kraftamplitude eine Veränderung aufgezeigt werden. Die Kraftamplitude misst hierbei 7,4 kN und steigt damit trotz der anderthalbfachen Erregeramplitude, verglichen mit dem *Dauerkontakt-Regime*, lediglich um 1,2 kN. Im *Hämmer-Regime* spielt damit die Kraftamplitude eine wesentlich geringere Rolle für die Reduzierung der Prozesskraft als im *Dauerkontakt-Regime*. Die Anzahl der Kontakte hingegen erhöht sich auf das 13-fache und damit effektiv auf 7918 Kontakte. Daher lässt sich ein Zusammenhang zwischen der sprunghaft sinkenden Prozesskraft und der Anzahl an Kontakten vermuten. Diese Abhängigkeit wird im weiteren Verlauf der Arbeit nochmals analysiert.

Neben der Analyse aufgenommener Prozesssignale ist auch die geometrische Ausbildung der Verstemmwulst essentiell um den Umformprozess qualifizieren zu können. Daher werden die Schliffbilder von konventionellem Prozess (ohne Ultraschall), *Dauerkontakt-Regime* am Beispiel $A = 20 \mu\text{m}$ und *Hämmer-Regime* unter maximaler Erregeramplitude ($A = 45 \mu\text{m}$) in Bild 26 vergleichend gegenübergestellt. Exemplarisch wird dabei jeweils die linke Seite der Verstemmwulst im Detail abgebildet (siehe Bild 26a).

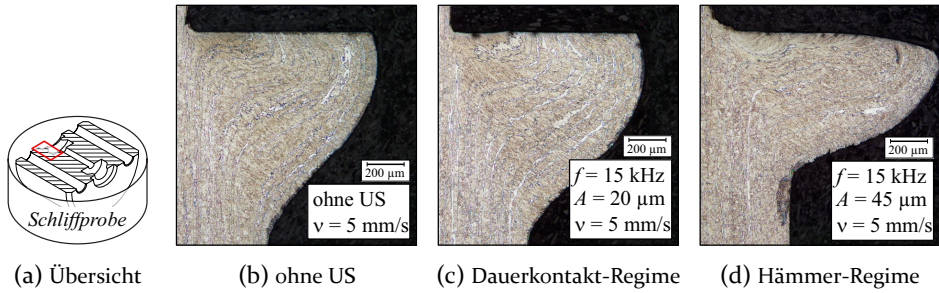


Bild 26: Vergleich geätzter Schliffbilder einer Blindverstemmung ohne und mit US unterschiedlicher Erregeramplituden (A) bei der Erregerfrequenz $f = 15$ kHz.

Auch in den Schliffbildern lassen sich die unterschiedlichen Prozessverläufe anhand der charakteristischen Verstemmwulst erkennen. Dabei gleicht das Schliffbild unter Ultraschall im *Dauerkontakt-Regime* nahezu dem Schliffbild des konventionellen Prozesses (ohne Ultraschall). Das *Hämmer-Regime* hingegen zeigt eine etwas spitzere und schlankere Verstemmwulst. Für eine genauere Quantifizierung der Verstemmgeometrie zeigt Bild 27 die charakteristischen Größen der Verstemmwulst (vgl. Bild 16a) aus jeweils 18 Schliffproben je Variante. Die Streubalken geben auch hier die gemessenen Maximal- und Minimalwerte der jeweiligen Größe an. Die Analogie zwischen konventionellem Prozess (ohne Ultraschall) und *Dauerkontakt-Regime* wird auch im Balkendiagramm anhand der vergleichbaren geometrischen Merkmale deutlich. Im Gegensatz dazu wird im *Hämmer-Regime* eine um etwa 0,4 mm größere Verstemmwulstbreite (b) trotz gleichem Umformweg (s) ersichtlich. Auch die Verstemmwulsthöhe (h) ist um ca. 0,3 mm kleiner sowie der Auslaufwinkel (β) um knapp 30° geringer ausgeprägt als im *Dauerkontakt-Regime* oder im konventionellen Prozess (ohne Ultraschall). Trotz der genauen Analyse von Kraft-, Kontakt- und Vibrometersignal kann die Ursache für die stark abweichende Ausprägung der Verstemmwulst im *Hämmer-Regime* bisher nicht identifiziert werden.

Daher werden zur weiteren Klärung zusätzliche Aufnahmen des Prozesses mittels einer Hochgeschwindigkeitskamera unternommen. Mit einer Bildwiederholrate von 60 000 fps können sowohl das *Dauerkontakt-Regime* bei geringen Amplituden als auch das *Hämmer-Regime* bei maximaler Erregeramplitude visuell aufgelöst werden. Im Gegensatz zum bisher verwendeten Einpunkt-Vibrometer kann jetzt zusätzlich eine räumliche Bewegung der Bauteile qualitativ erfasst werden. Der Fokus der Analyse steht dabei auf der Bewegung des Umformstempels, um Rückschlüsse auf die Ausbildung der Verstemmwulst, insbesondere im *Hämmer-Regime*, ziehen zu können. Die Aufnahmen zeigen im konventionellen wie auch im ultraschallüberlagerten

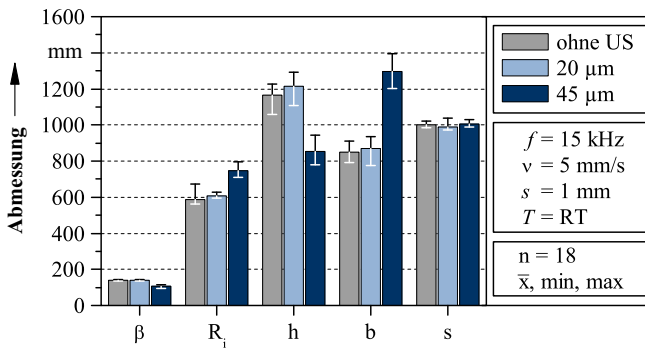


Bild 27: Vermessung von Probenschliffen

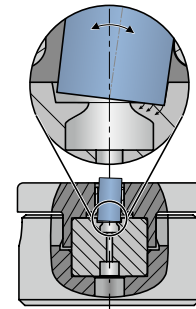


Bild 28: Taumelbewegung

Prozess im *Dauerkontakt-Regime* eine rein vertikale Bewegung des Stempels im Umformprozess. Die Sonotrode liegt dabei permanent flächig über den gesamten Prozess am Stempel an. Aufgrund identischer Kontaktbedingungen zwischen Umformstempel und Sonotrode ist eine vergleichbare Ausbildung der Verstemmwulst daher nachvollziehbar. Im *Hämmer-Regime* ($A = 45 \mu\text{m}$) hingegen bestätigen sich auch in den Videoaufnahmen die stoßartigen Hammerschläge der Sonotrode auf den Umformstempel, wie es bereits anhand des Kontakt- und Kraftsignals diskutiert wurde. Zusätzlich zeigt sich in den Bildaufnahmen eine leichte Verkipfung des Umformstempels um wenige Grad. Dadurch ist ein vollflächiger Kontakt zwischen der Sonotrode und dem Umformstempel ausgeschlossen. Größe und Richtung der Verkipfung des Umformstempels wechseln dabei mit jedem Kontakt. Die Bewegung des Umformstempels kommt daher einer Taumelbewegung gleich. Diese Bewegung führt zu einer partiellen Umformung des Probenkörpers analog einer in Abschnitt 2.1 beschriebenen Taumelverstimmung. Die Verkipfung des Umformstempels führt dabei zu einem vermehrten radialen Fließen des Werkstoffs, wodurch eine spitzere und schlankere Verstemmwulst ausgebildet wird. Sowohl im Schliffbild als auch im Balkendiagramm weichen daher die charakteristischen Größen vom konventionellen Experiment (ohne Ultraschall) ab. Wie bereits aus Taumelverstimmungen bekannt, sorgt eine Schrägstellung des Umformstempels zu einer Reduzierung der Umformfläche, da zumindest temporär der Stempel nicht mehr vollflächig mit dem umzuformenden Werkstoff in Berührung steht (siehe Bild 28). Infolgedessen wird neben einer daraus resultierenden veränderten Umformgeometrie ebenfalls eine geringere Kraft benötigt, um den Werkstoff umzuformen. Dies erläutert zumindest zu einem Teil die gemessene erhebliche Kraftreduzierung im *Hämmer-Regime*. Aufgrund der nur minimal möglichen Verkipfung des Umformstempels ($\geq 1^\circ$) wird jedoch nicht davon ausgegangen, dass die gesamte Kraftreduzierung der Taumelbewegung zugeordnet werden kann.

Zusammenfassend weisen die vorgestellten Ergebnisse des Blindverstemmprozesses somit eine Kraftreduzierung durch eine Ultraschallüberlagerung um bis zu 85 % nach. Die Erregeramplitude stellt dabei den wesentlichen Prozessparameter zur Regulierung der Kraftreduzierung dar. Geringe Erregeramplituden ($0 < A \leq 30 \mu\text{m}$) führen zu einer linear mit der Amplitude steigenden Reduzierung der Prozesskraft um bis zu 5 kN. Im sogenannten *Dauerkontakt-Regime* kommt es dabei zu einer harmonischen Oszillation im Kraftverlauf sowie im Stempelweg, wobei kontinuierlich ein Kontakt zwischen Umformstempel und Ultraschallschwingsystem besteht. Die geometrische Ausbildung der Verstemmwulst ist hierbei vergleichbar mit dem Blindverstemmprozess ohne Schwingungsüberlagerung. Die maximale Erregeramplitude ($A \geq 45 \mu\text{m}$) führt zu einer hämmernden Anregung sowie zu einer leichten Taumelbewegung des Umformstempels. Im sogenannten *Hämmer-Regime* kann dabei eine Kraftreduzierung um bis zu 22,2 kN erreicht werden. Die Verstemmwulst ist dabei etwas spitzer und schlanker verglichen mit dem Prozess ohne Schwingungsüberlagerung, was auf die Taumelbewegung des Stempels zurückzuführen ist. Der ultraschallüberlagerte Blindverstemmprozess ist damit klar charakterisiert und bildet so die Grundlage, um die Wirkzusammenhänge der Kraftreduzierung näher zu untersuchen. Zwar bietet die identifizierte Taumelbewegung einen ersten Ansatz, um eine Reduzierung der Prozesskraft zumindest in Teilen zu erklären, weitere Hintergründe und Ursachen der reduzierten Umformkraft bleiben jedoch trotz klar charakterisierter Prozessverläufe offen. Die folgenden Kapitel dienen daher der tiefergehenden Untersuchung kraftreduzierender Mechanismen.

7.3 Untersuchung ultraschallbedingter Einflüsse

Auch wenn die Prozesssequenz durch Kraft-, Kontakt- und Bewegungssignale analysiert und charakterisiert ist, sind die kraftreduzierenden Mechanismen einer Schwingungsüberlagerung nicht ausreichend geklärt. Zur Analyse der Wirkzusammenhänge werden die aus der Literatur bekannten Ultraschalleffekte tribologischer, thermischer, werkstoffseitiger und dynamischer Einfluss im Folgenden weitestgehend getrennt voneinander untersucht, um die Mechanismen für die ultraschallbedingte Kraftreduktion aufzuklären.

7.3.1 Tribologischer Einfluss

Die für Massivumformprozesse erforderliche Umformkraft wird unter anderem durch Oberflächenreibung beeinflusst. Hätte die Ultraschallüberlagerung eine Reduzierung der Oberflächenreibung zur Folge, so könnte dies als Erklärungsansatz für die nachgewiesene Kraftreduzierung dienen. Durch eine gezielte Veränderung des tribologischen Systems soll daher im Folgenden die Rolle reibungsbedingter Effekte auf die konventionelle Umformkraft (ohne Ultraschall) experimentell untersucht werden. Ein sich anschließender Vergleich zwischen reibungsreduzierten und ultraschallüberlagerten Kraft-Weg-Verläufen kann dann den Einfluss tribologischer Effekte beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmen quantifizieren. Zusätzliche FE-Simulationen sollen hierbei unterstützend den tribologischen Einfluss bewerten, der als möglicher Erklärungsansatz für die Kraftreduzierung dient. Neben der offensichtlichen Reduzierung der Prozesskraft zeigt sich eine verringerte Reibarbeit auch in veränderten Spannungs- und Formänderungszuständen in der Umformzone. Hierzu soll eine Analyse des Werkstofffließverhaltens weiter Aufschluss über mögliche Reibungseinflüsse bei schwingungsüberlagerten Blindverstemmungen geben.

Zur experimentellen Untersuchung des Reibungseinflusses beim Blindverstemmprozess werden Kontaktbereiche mit unterschiedlichen reibungsreduzierenden Maßnahmen beaufschlagt. Hierzu wird das tribologische System durch einen großflächig aufgespritzten Gleitlack aus Polytetrafluorethylen (PTFE) (WS72, der Fa. WEKEM) verändert. Durch die Benetzung sowohl der Stirn- als auch der Mantelflächen von Umformstempel und Probenkörper wird für eine bestmögliche Reibungsreduktion gesorgt. Eine weitere Variante zur Verringerung von Oberflächenreibung besteht durch den Einsatz einer Polytetrafluorethylen (PTFE)-Folie. Diese wird zu Beginn zwischen Umformstempel und Probenkörper gelegt. Im Prozess wird die runde, 60 µm dicke Folie dann in die Umformzone eingezogen. Dadurch ist gewährleistet, dass über den gesamten Prozess eine Reibungsbegünstigung sowohl an der Stirnseite als auch an der Mantelfläche des Umformstempels sichergestellt ist. Die dritte Möglichkeit der Reibungsreduktion des konventionellen Prozesses wird über einen speziellen Flüssigschmierstoff (MBO 369/2 der Fa. Fuchs Wisura GmbH) realisiert. Um im gesamten Prozess einen ausreichenden Schmierfilm zu garantieren, wird zum einen ein Dichtring mit ausreichendem Abstand zur Umformzone auf die Oberfläche des Probenkörpers aufgelegt, zum anderen wird über einen Schaumstoff die zentrische Durchgangsbohrung verschlossen. Das so entstehende Schmierstoff-Reservoir gewährleistet eine ausreichende Schmierung des Prozesses und verhindert gleichermaßen mit dem beweglichen Schaumstoff den Aufbau eines hydrostatischen Drucks, welcher die Prozesskraft verfälschen könnte. Alle drei Mög-

lichkeiten zur Reduzierung der Oberflächenreibung sind zum besseren Verständnis in Bild 29a schematisch dargestellt.

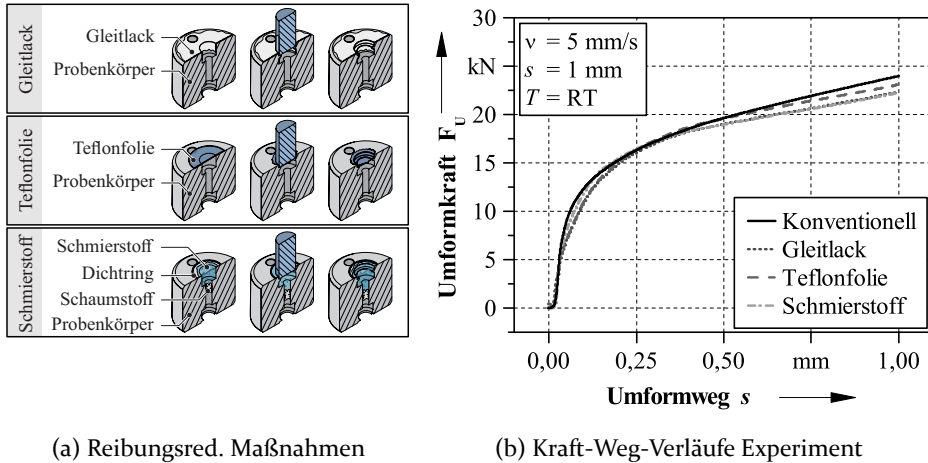


Bild 29: Tribologische Einflüsse auf den konventionellen Blindverstemmprozess

Bild 29b zeigt jeweils einen exemplarischen Kraft-Weg-Verlauf aus fünf Wiederholversuchen je Variante bei $v = 5 \text{ mm/s}$. Im linear-elastischen Bereich liegen konventionelle und reibungsreduzierte Kraftverläufe deckungsgleich aufeinander. Mit zunehmender plastischen Umformung entfernen sich diese jedoch merklich voneinander. Je tiefer der Umformstempel in den Probenkörper eindringt, desto größer werden die Kontaktflächen und folglich auch der Reibungseinfluss. Dabei vergrößern sich sowohl die radiale Mantelfläche zwischen Probe und Stempel als auch der stirnseitige Kreisringquerschnitt. Reibungseinflüsse werden daher erst mit zunehmendem Umformweg bedeutsam. Dies erklärt die unterschiedlichen Steigungen im plastischen Bereich der Kraftsignale ohne und mit verändertem tribologischem System. Während die resultierenden Kraftkurven von Gleitlack und Schmierstoff einen nahezu identischen Verlauf zeigen, weisen die Ergebnisse mit Teflonfolie etwas geringere Kraftreduktionen auf. Vermutlich ist dies auf die Faltenbildung der Folie und dessen Einzug in die Umformzone zurückzuführen. Bei einer Streuung von max. 300 N wird am Ende des Prozesses eine Kraftreduktion durch eine experimentelle Reibungsbegünstigung unter Gleitlack von 1,54 kN und damit 7 % der konventionellen Kraft erreicht.

Zusätzliche FE-Simulationen können Reibungseinflüsse ganzheitlich negieren und somit unter Beibehaltung sonstiger Randbedingungen den reinen tribologischen Einfluss abbilden. Gemäß der reibungsbehafteten Simulation wird der Großteil (ca. 76 %) der Reibarbeit an der Stirnfläche des Umformstempels verrichtet. Die Mantelfläche spielt somit eine eher untergeordnete

Rolle. Dennoch werden für eine gänzliche Negierung der Reibung beide Flächen reibungsfrei abgebildet. Die Kraftverläufe in Bild 30 bestätigen eine Reduzierung der Umformkraft durch den Entfall tribologischer Effekte. Äquivalent zum Experiment verläuft auch hier die Kraftkurve ohne Reibung ($\mu = 0$) anfangs deckungsgleich mit der reibungsbehafteten Simulation ($\mu = 0,18$) und verzeichnet mit zunehmender Zustellung eine wachsende Kraftreduktion. Aufgrund des minimal veränderten Fließverhaltens durch die veränderte Reibzahl kommt es zu zeitlich versetzten Eingriffen des adaptiven Netzes, sodass sich Unstetigkeiten im Kraftverlauf nicht zeitlich überlappen. In der Simulation erreicht der reibungslose Prozess eine Kraftreduktion bis 1,69 kN und validiert damit die vergleichbaren Ergebnisse aus dem Experiment.

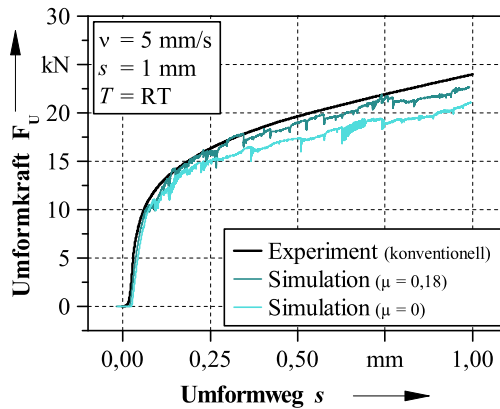


Bild 30: Kraft-Weg-Verläufe Simulation

Verglichen mit den hohen Kraftreduktionen durch Ultraschall, mit 5 kN im *Dauerkontakt-Regime* und 22,2 kN im *Hämmer-Regime*, zeigen optimierte Reibbedingungen sowohl in der Simulation als auch im Experiment wesentlich geringere Einflüsse. Einzig das Aufheben von Oberflächenreibung kann somit nicht verantwortlich für die ultraschallbedingte Reduzierung der Umformkraft sein. Die reduzierte Reibung kann daher lediglich einen Teilbeitrag für die Kraftreduzierung leisten. Um diesen Teilbeitrag genauer zu untersuchen, erfolgt eine Analyse der Schlibbilder. Abhängig von der Erregeramplitude kann so der partielle Reibungseinfluss quantifiziert werden.

Reibungsbehaftete Umformprozesse vermindern das ungehinderte Gleiten zweier Oberflächen zueinander. Ähnlich einer Fließlinienätzung wird daher die vorhandene Reibungsreduktion im Gefügebild analysiert. Hierzu wird der zeitlich angeordnete δ -Ferrit im Werkstoff (vgl. Abschnitt 4.2) durch eine V_2A -Tauchbadätzung an eingebetteten Proben herausgestellt und die Oberflächenbereiche ausführlich untersucht. Im Ausgangszustand verlaufen da-

bei die δ -Ferrit Bänder vertikal entlang des Probenkörpers. Erst durch den Umformprozess lässt sich ein veränderter Verlauf der Bänder nachweisen. Der Fokus der Betrachtung liegt in diesem Fall auf der oberen Kante der Verstemmwulst, da hier der reibungsbehaftete Kontakt zur Stempelstirnseite besteht. Aufgrund des geringsten Widerstands fließt der Werkstoff im Umformprozess entlang der Stempelstirnseite radial zum Zentrum (siehe Bild 31). Dabei wirkt die Reibkraft (F_{Reib}) entgegen der Relativbewegung v . Abhängig von der vorhandenen Reibkraft kann der Werkstoff begünstigt oder erschwert entlang der Stempeloberfläche gleiten. Bei einem reibungsfreien Prozess fließt der Werkstoff ungehindert an der Stempeloberfläche entlang. Im Schlibbild kann dies durch die Einführung des definierten Reibungswinkels (α), der das Auslaufen des Werkstoffs zur Oberfläche beschreibt, sichtbar gemacht werden. Im Schlibbild sollten demnach bei einem reibungsfreien Prozess herausgestellte δ -Ferrit Bänder senkrecht zur Oberfläche und damit annähernd bei $\alpha = 90^\circ$ auslaufen. Schematisch wird dies in Bild 31 verdeutlicht, wobei die dünn dargestellten Linien die δ -Ferrit Bänder symbolisieren. Bei einem reibungsbehafteten Prozess ist das Gleiten des Werkstoffs entlang von Oberflächen erschwert, wodurch Werte $\alpha > 90^\circ$ entstehen. Der Reibungswinkel stellt damit über das Auslaufen der δ -Ferrit Bänder an Oberflächen ein quantitatives Maß des Reibungseinflusses dar, wobei größere Winkel erhöhte Reibung vermuten lassen.

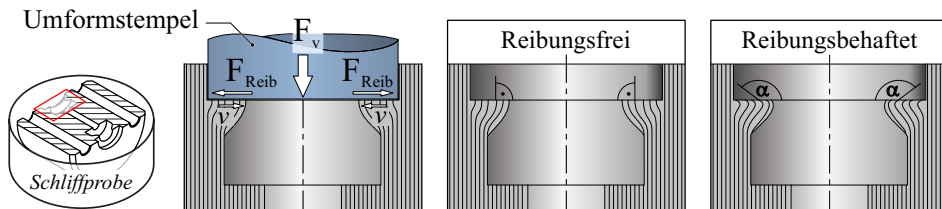


Bild 31: Schematische Darstellung der wirkenden Oberflächenreibung beim Blindverstemmungsprozess sowie der definierte Reibungswinkels (α).

Zur Validierung der vorgestellten Methode werden zunächst konventionelle Ergebnisse mit den vorgestellten reibungsbegünstigten Untersuchungen verglichen. Um die Ergebnisse auf Reproduzierbarkeit zu prüfen sowie die Streuung der Ergebnisse zu erfassen, werden jeweils 18 Schlibfproben rechts und links an jeweils fünf δ -Ferrit Bändern vermessen und deren Winkel gemittelt. Wie Bild 32 zeigt, sind die δ -Ferrit Bänder in den Schlibfbildern selbst nach der Umformung noch klar erkennbar, sodass die Reibungswinkel am Lichtmikroskop erfasst werden können.

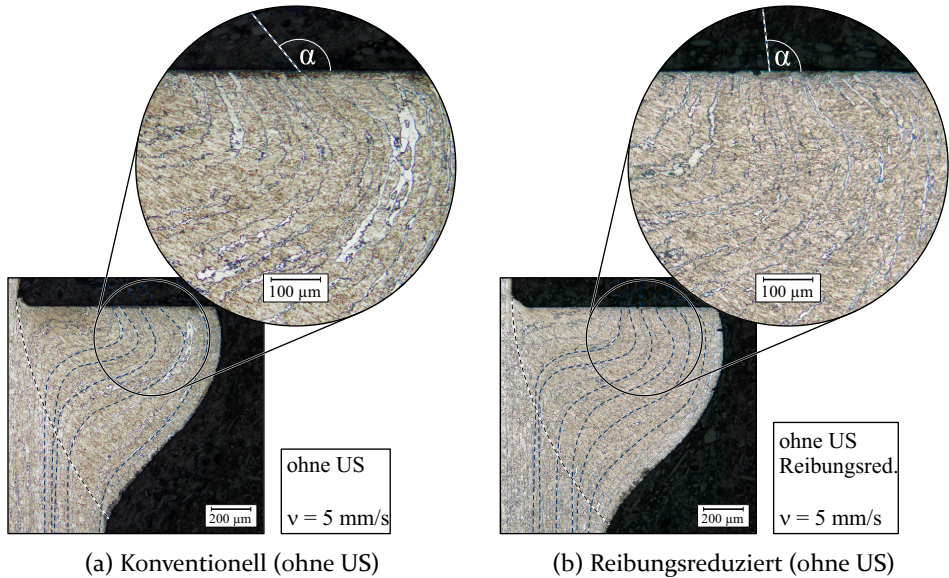


Bild 32: Vergleich geätzter Schlibfbilder ohne und mit Reibungsreduktion. Zur besseren Sichtbarkeit sind die Fließlinien sowie der Reibungswinkel (α) eingezeichnet.

Beim Vergleich der δ -Ferrit Bänder beider Schlibfbilder zeigt sich zunächst ein vergleichbares Bild im Gesamtverlauf. Erst eine genauere Betrachtung verdeutlicht an der Oberfläche unterschiedliche Ausläufe. Auch wenn die erhebliche Streuung der Ergebnisse aufgrund der optischen Messmethode lediglich eine Genauigkeit von $\pm 10^\circ$ zulässt, ergibt sich dennoch beim konventionellen Blindverstemmprozess an der umgeformten Oberfläche ein Reibungswinkel von durchschnittlich $\alpha = 130^\circ$. Im Vergleich dazu verlaufen die δ -Ferrit-Bänder beim reibungsreduzierten Prozess am Beispiel des Gleitlacks mit merklich geringeren Reibungswinkeln unter nahezu 95° aus. Dies validiert die Methode zur Bewertung des Reibungseinflusses beim Blindverstemmen über den Reibungswinkel. Im Folgenden wird er daher eingesetzt, um beim ultraschallüberlagerten Prozess den Reibungseinfluss zu qualifizieren. Zudem untermauern die Ergebnisse mit einem fast rechtwinklichen Reibungswinkel die erhebliche Reduzierung der Oberflächenreibung, welche durch die Verwendung von Gleitlack sowohl im Experiment, als auch in der Simulation bereits anhand des Kraftverlaufes identifiziert wurde.

Um tribologische Oberflächeneffekte am ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess zu untersuchen, werden auch hier die geätzten Schlibfbilder miteinander verglichen und die Auslaufwinkel ausgewertet. Für das *Dauerkontakt-Regime* wird erneut die Erregeramplitude $A = 20 \mu\text{m}$, für das *Hämmer-Regime* $A = 45 \mu\text{m}$ exemplarisch herangezogen. Dabei ergibt sich im

Dauerkontakt-Regime ein Reibungswinkel von $\alpha = 125^\circ$ (siehe Bild 33a). Damit liegt das Ergebnis zwischen dem konventionellen und dem reibungsreduzierten Blindverstemmprozess. Im *Hämmer-Regime* laufen die δ -Ferrit Bänder unter einem Reibungswinkel von $\alpha = 115^\circ$ aus. Aufgrund der leicht veränderten Ausbildung der Verstemmwulst wird hier mittels Verwendung einer Hilfstangente gearbeitet, welche an der Oberfläche der Verstemmwulst angelegt wird (siehe Bild 33b). Beide ultraschallüberlagerten Prozesse weisen somit geringere Reibungswinkel als der konventionelle Prozess auf und bestätigen damit eine Reibungsreduzierung durch Ultraschall.

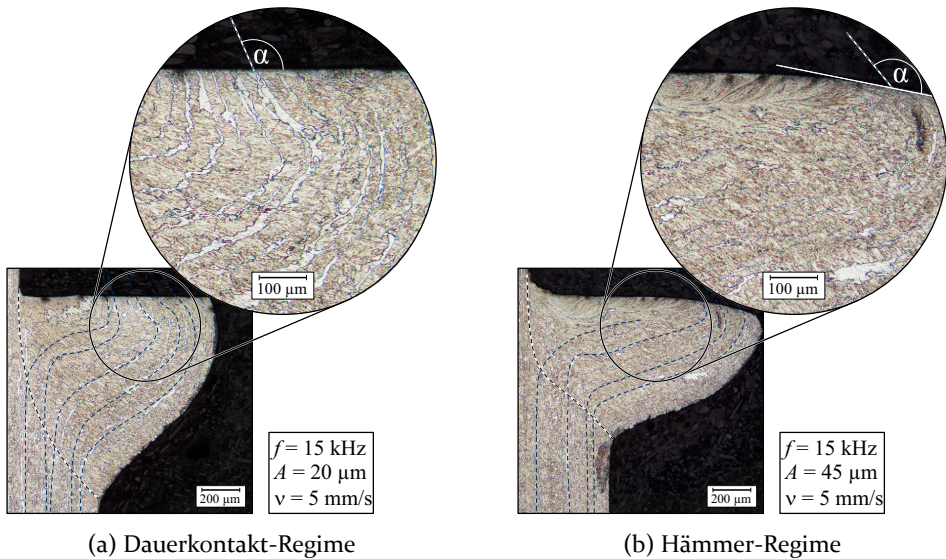


Bild 33: Vergleich geätzter Schliffbilder der Erregeramplituden $A = 20 \mu\text{m}$ und $A = 45 \mu\text{m}$. Zur besseren Sichtbarkeit sind die Fließlinien sowie der Reibungswinkel (α) eingezeichnet.

Vergleichend bildet Bild 34a die Ergebnisse der gemessenen Reibungswinkel nochmals im Balkendiagramm unter Berücksichtigung der Prozessstreuung ab. Um abschließend zu klären, ob begünstigte tribologische Einflüsse einen maßgeblichen Anteil an der Kraftreduzierung durch Ultraschall besitzen, werden zusätzlich die Prozesskräfte berücksichtigt (siehe Bild 34b). Auch wenn die Streuung der Ergebnisse aufgrund der metallografischen Auswertung beim Reibungswinkel relativ groß ist, lässt sich ein klarer Trend des Reibungseinflusses erkennen. Der konventionelle Prozess (ohne Ultraschall) weist den größten Reibungswinkel und damit den dominantesten Reibungseinfluss auf. Gleichzeitig wird hierbei auch die höchste Umformkraft gemessen. Die reibungsreduzierenden Maßnahmen (Teflonfolie, Gleitlack, Flüssigschmierstoff) besitzen einen wesentlich geringeren Reibungswinkel und weisen so eine reduzierte Oberflächenreibung beim Blindverstemmprozess

nach. Die ebenfalls geringeren Prozesskräfte, sowohl in der Simulation als auch im Experiment, sind daher eindeutig auf die reduzierte Oberflächenreibung zurückzuführen. Somit ist nachgewiesen, dass optimierte tribologische Verhältnisse die Umformkraft beim Blindverstemmen reduzieren. Ultraschallüberlagerte Prozesse im *Dauerkontakt-Regime* ($10\ \mu\text{m}$, $15\ \mu\text{m}$, $20\ \mu\text{m}$) besitzen nochmals geringere Umformkräfte als reibungsreduzierte Blindverstemmungen. Mit $\alpha = 125^\circ$ liegen die Reibungswinkel dabei jedoch zwischen dem konventionellen (ohne Ultraschall) und den reibungsreduzierten Prozessen. Auch im *Hämmer-Regime* ($45\ \mu\text{m}$) kommt es trotz der erheblichen Kraftreduzierung durch die Ultraschallüberlagerung lediglich zu einem geringfügig kleineren Reibungswinkel. Auch wenn durch die Ultraschallüberlagerung also eine reduzierte Oberflächenreibung nachgewiesen werden kann, ist diese geringer als bei den reibungsreduzierten Prozessen. Da dennoch die Reduzierung der Prozesskraft unter Ultraschall höher ausfällt, kann die gemessene Kraftreduzierung nicht alleinig in einer reduzierten Oberflächenreibung begründet werden. Tribologische Effekte scheiden daher als Hauptursache für eine Kraftreduzierung unter Ultraschall aus, was ein weiteres wichtiges Ergebnis dieser Arbeit darstellt. Diese Erkenntnis deckt sich zudem mit den Untersuchungen von Aziz et al. [121], welche ebenfalls Oberflächeneffekte als Hauptursache der Kraftreduktion ausschlossen. Dennoch belegen die Untersuchungen am Blindverstemmprozess, dass eine Ultraschallüberlagerung die bestehende Oberflächenreibung geringfügig reduziert. Schlussfolgernd könnte die Reduzierung der Prozesskraft infolge der Ultraschallüberlagerung daher partiell auf die etwas geringere Oberflächenreibung zurückgeführt werden.

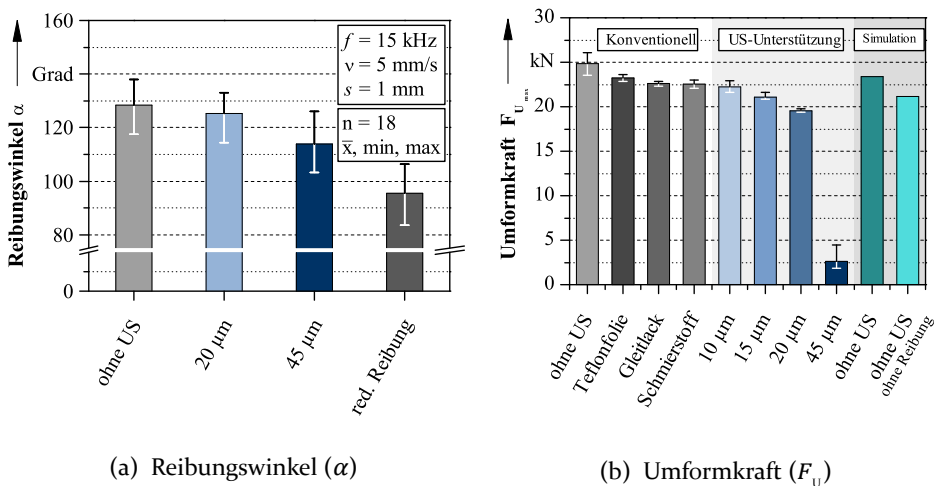


Bild 34: Vergleich von Reibungswinkel (α) und max. mittlerer Umformkraft (F_u).

7.3.2 Thermischer Einfluss

Die gängigste Methode zur Kraftreduzierung bei Umformprozessen stellt das Umformen bei erhöhter Temperatur (T) dar. Dabei kann das Werkstück entweder komplett, z.B. durch einen Ofenprozess, oder partiell, beispielsweise über Induktionsspulen, erwärmt werden. Eine weitere Möglichkeit der Erwärmung des Werkstücks stellt die Absorption der eingebrachten Schwingungsenergie durch Ultraschall dar. Dies könnte ebenfalls zu einer partiellen Warmumformung führen. Im Folgenden sollen daher Temperaturmessungen eine mögliche Probenerwärmung durch Ultraschall am Blindverstemmprozess analysieren und bewerten. Hierzu erfolgt zunächst die Aufnahme der Prozesstemperaturen ohne Ultraschall, um eine Ausgangsbasis für vergleichende Messungen mit Schwingungsüberlagerung zu schaffen. Eine Abschätzung vorherrschender Prozesstemperaturen erfolgt über die allgemeine Gleichung der spezifischen Wärmekapazität (c_p) [122]. Die Wärmemenge (Q) wird dafür in Gleichung 7 über die Umformarbeit mittels des Taylor-Quinney Koeffizient $\delta = 0,65$ (vgl. Abschnitt 6.2) berechnet. Die zur Abschätzung benötigte plastische Umformarbeit wird dem konventionellen Experiment (ohne Ultraschall) durch die Integration des Kraft-Weg-Verlaufes entnommen und erreicht $W_{pl} = 22,82 \text{ J}$. Die Masse m_1 , aus der die Temperaturerhöhung infolge der plastischen Umformung resultiert, berechnet sich aus dem Umformvolumen abhängig von Bohrungsdurchmesser (d), Stempeldurchmesser (D) und Umformweg (s), wie in Bild 35a dargestellt. Damit errechnet sich eine Temperaturerhöhung von $\Delta T_1 = 428 \text{ K}$. Aufgrund der geringen umgeformten Masse mit $m_1 = 0,07 \text{ g}$ im Verhältnis zum gesamten Probenkörper (0,1 %) kann trotz der geringen Prozesszeit von ca. 230 ms nicht von einer adiabatischen Zustandsänderung ausgegangen werden. Die Wärmeleitung muss daher in der überschlägigen Berechnung berücksichtigt werden. Die Masse m_2 stellt hierfür die nicht umgeformte, restliche Masse des Probenkörpers bei Raumtemperatur dar. Unter Verwendung der Richmann'schen Mischungsregel (Gleichung 8) [123] wird nun zusätzlich die Abgabe der Wärme aus der umgeformten Masse (m_1) in den restlichen Probenkörper (m_2) berücksichtigt. Infolge der Wärmeleitung fällt die Temperaturerhöhung entsprechend geringer mit lediglich $\Delta T = 1 \text{ K}$ aus. Die erwartete Temperaturerhöhung des Probenkörpers wird sich somit in Bereich $1 \text{ K} \leq T \ll 428 \text{ K}$ befinden.

$$\Delta T_1 = \frac{W_{pl} \cdot \delta}{m_1 \cdot c_p} = \frac{Q}{m_1 \cdot c_p} \quad (7)$$

$$T_m = \frac{m_1 \cdot (\Delta T_1 + RT) + m_2 \cdot RT}{m_1 + m_2} \quad (8)$$

Aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit, des geringen Umformvolumens sowie der zu erwartenden sehr geringen Temperaturerhöhung gestaltet sich die Temperaturmessung sehr aufwendig. Zur Messung der Temperaturen kommen Thermoelemente vom Typ-T (Kupfer-Konstantan) zum Einsatz. Der Temperaturbereich ($-270\text{ °C} \dots 400\text{ °C}$) sowie die geringe Abweichung von max. 1 K gewährleisten präzise Messungen.

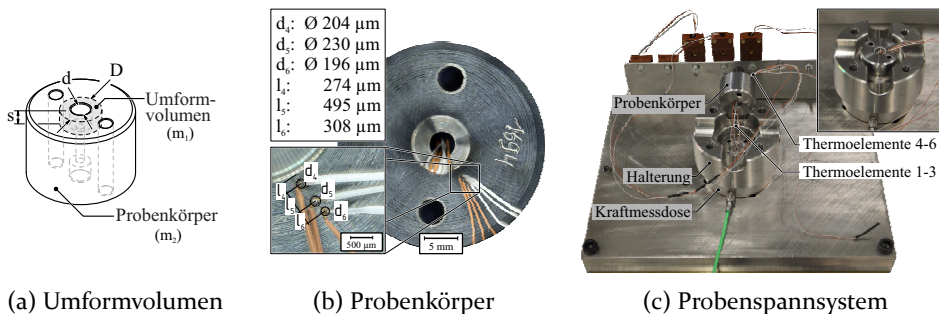


Bild 35: Probenkörper mit Thermoelementen zur Erfassung von Prozesstemperaturen.

Die Thermolemente bestehen jeweils aus zwei dünnen Thermodrähten, welche mittels einer Laserpunktschweißung am Probenkörper angebracht werden. Durch den stoffschlüssigen Kontakt zum Probenkörper sowie der sehr kleinen Messpunkte (ca. $\text{Ø}225\text{ }\mu\text{m}$) kann ein sehr lokales, genaues und reaktionsschnelles Temperaturbild aufgenommen werden. Die vergleichsweise hohe Abtastrate von 3,5 kHz ermöglicht zudem, Temperaturgradienten und -spitzen aufzulösen. Bild 35b zeigt hierzu einen mit Thermolementen bestückten Probenkörper. Um ein thermisch bestimmtes System in radialer und axialer Richtung zu erhalten, werden jeweils drei Thermolemente am Probenkörper mit einem mittleren Abstand von $0,5 \pm 0,2\text{ mm}$ appliziert. Thermolemente ①-③ befinden sich dabei in der Sacklochbohrung, Thermolemente ④-⑥ an der Stirnseite des Probenkörpers.

Unter kontinuierlichen Temperaturmessungen werden nun die Versuche ohne und mit Ultraschallüberlagerung wiederholt. Um die Streuung der Ergebnisse zu berücksichtigen, werden auch hier jeweils zehn Wiederholversuche je Erregeramplitude durchgeführt. Auch hier steht die Erregeramplitude $20\text{ }\mu\text{m}$ stellvertretend für das *Dauerkontakt-Regime* und $A = 45\text{ }\mu\text{m}$ für das *Hämmer-Regime*. Die Darstellung der Signale erfolgt hier über der Zeit, um auch das Abkühlverhalten des Probenkörpers zu berücksichtigen. Die gemessenen Temperatur- und Kraftverläufe beim Blindverstemmen ohne und

mit Ultraschall sind in Bild 36 anhand jeweils eines exemplarischen Versuches abgebildet. Im Gegensatz zur bisherigen Betrachtung der Kraftsignale macht sich bei der Darstellung über der Zeit am Ende des Prozesses die Haltezeit von 100 ms durch den horizontalen Kraftverlauf bei maximalem Umformweg bemerkbar. Zudem lässt sich unter Ultraschall das Ausschalten des Schwingsystems nach Erreichen des Umformwegs beobachten, was sich im Kraftsignal in Form einer gedämpften Oszillation zeigt. Die absolut gemessenen Temperaturverläufe der konventionellen Blindverstemmung zeigen zeitgleich mit dem Kraftanstieg auch einen Temperaturanstieg, der bis zur maximalen Verstemmtiefe anhält. Nach Erreichen der Maximaltemperatur folgt ein Absinken der Temperaturen mit etwas schwächeren Gradienten bis zum Erreichen der Raumtemperatur. Die Gegenüberstellung der einzelnen Messpunkte (①-⑥) zeigt neben der vergleichbaren Charakteristik stark abweichende Temperaturniveaus. Mit zunehmendem Abstand zur Umformzone werden dabei immer geringere Temperaturen gemessen, sodass Thermoelement ⑥ mit dem größten Abstand zur Umformzone bereits keinen merklichen Temperaturanstieg mehr innerhalb des Prozesses verzeichnet. Die erreichte Maximaltemperatur im konventionellen Blindverstemmprozess (ohne Ultraschall) von $T = 74,9\text{ °C}$ wird an Thermoelement ① detektiert. Temperaturmessungen im *Dauerkontakt-Regime* unter Ultraschall zeigen in Verlauf und Maximaltemperatur sehr ähnliche Ergebnisse. Auch hier ist Thermoelement ① die Messstelle der maximalen Temperatur mit $T = 76,3\text{ °C}$. Ebenfalls sind mit zunehmendem Abstand von der Umformzone sinkende Temperaturen erkennbar. Das *Hämmer-Regime* hingegen erreicht leicht höhere Temperaturen. Thermoelement ① misst eine maximale Temperatur von 200 °C . Auch die weiteren Temperatursignale weisen höhere Temperaturen als zuvor auf. Selbst Messstelle ⑥ mit dem größten Abstand zur Umformzone verzeichnet eine Maximaltemperatur von $T = 63\text{ °C}$. Damit zeigen sich in den unterschiedlichen Ultraschallregimen veränderte Temperaturverläufe. Vor allem nahe der Umformzone lassen sich dabei intervallartige Steigerungen der Temperaturen während der Hämmerperiode messen, gefolgt von abkühlenden Temperaturverläufen bei Kontaktverlust.

Wie bereits angesprochen, resultiert die Probenerwärmung sowohl aus der Umformarbeit, der Reibarbeit als auch aus der zusätzlich in den Prozess eingebrachten Ultraschallenergie. Diese Ultraschallenergie kann durch die Integration des Leistungssignals vom Schwingsystem experimentell ermittelt werden. Unter der Erregeramplitude $20\text{ }\mu\text{m}$ ergibt sich dabei eine zusätzliche Energieeinbringung durch das Schwingsystem von 35 J und damit mehr als das 2,5-fache an Energie verglichen mit dem konventionellen Prozess. Dennoch zeigt sich keine signifikante Steigerung der Maximaltemperaturen [P4]. Wie durch den Vergleich der unterschiedlichen Messpunkte deutlich wird, bildet sich ohne und mit Ultraschall im *Dauerkontakt-Regime* trotzdem ein

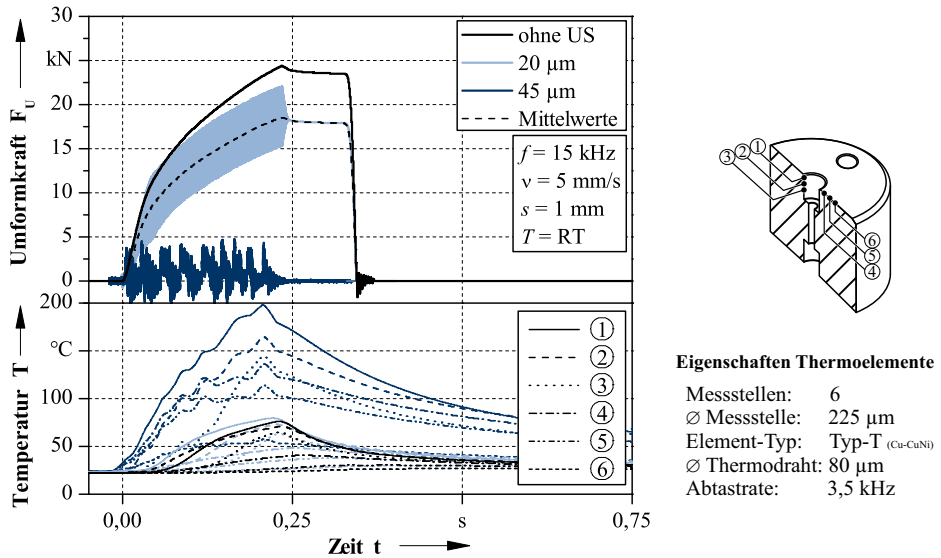


Bild 36: Kraft- und Temperatursignale beim Blindverstemmen ohne und mit Ultraschall.

vergleichbares Temperaturfeld aus. Bei der Erregeramplitude $45\ \mu\text{m}$ beträgt die zusätzliche Energieeinbringung durch Ultraschall $110\ \text{J}$. Verglichen mit dem konventionellen Prozess bedeutet das eine Steigerung der Energie um das Fünffache. Obwohl sich der Temperaturverlauf leicht verändert darstellt und Maximaltemperaturen etwas höher sind, liegen dennoch die gemessenen Temperaturen mit maximalen $200\ ^\circ\text{C}$ weit unterhalb der Rekristallisationstemperatur. Die erhöhte Energieeinbringung in den Prozess scheint sich somit nicht primär in einer Temperatursteigerung zu äußern.

Aufgrund der in Bild 35b dargestellten Applikation der Thermolemente ist es bislang nur möglich, Oberflächentemperaturen zu messen. Die Maximaltemperatur wird allerdings aufgrund der nicht zu vernachlässigenden Wärmeleitung in der Wulstmitte erwartet. Hier könnten demnach Temperaturen vorherrschen, welche einer partiellen Warmumformung gerecht werden. Um belastbare Aussagen über thermische Effekte treffen zu können, müssen daher die Temperaturen innerhalb der Verstemmwulst untersucht werden. Da eine experimentelle Messung innerhalb des Werkstoffs nur begrenzt möglich ist, wird auf das in Kapitel 6 beschriebene numerische Simulationsmodell zurückgegriffen. Zur Validierung der thermischen Simulation werden die gemessenen Oberflächentemperaturen mit den Knotentemperaturen der Simulation an äquivalenten Punkten verglichen. Im weiteren Verlauf können dann via Simulation Rückschlüsse auf die Temperaturen innerhalb der Verstemmwulst gezogen werden. Zum Abgleich der Temperaturen stellt

Bild 37 die Temperaturverläufe von Simulation und Experiment gegenüber. Die Temperaturverläufe der Simulation bilden das Experiment mit einer maximalen Abweichung von acht Prozent in Verlauf und Höhe der Temperaturen ab. Aufgrund des abgeglichenen Temperaturfeldes in axialer (① - ③) und radialer Richtung (④ - ⑥) kann das Simulationsmodell zur Bestimmung von Temperaturen innerhalb der Verstemmwulst verwendet werden. Wie im Falschfarbenbild der Simulation in Bild 37b erkennbar, befindet sich die Stelle der höchsten Temperatur mit $T = 74,3\text{ °C}$ wie erwartet innerhalb der Verstemmwulst. Aufgrund des geringen Unterschiedes zwischen Oberflächentemperatur und Kerntemperatur von lediglich $\Delta T = 1,6\text{ K}$ kann der Einfluss auf das Ergebnis jedoch vernachlässigt werden. Dementsprechend sind die experimentell gemessenen Oberflächentemperaturen ausreichend, um thermische Effekte im ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess zu qualifizieren. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden daher die experimentell gemessenen Oberflächentemperaturen zur Qualifizierung des Prozesses herangezogen.

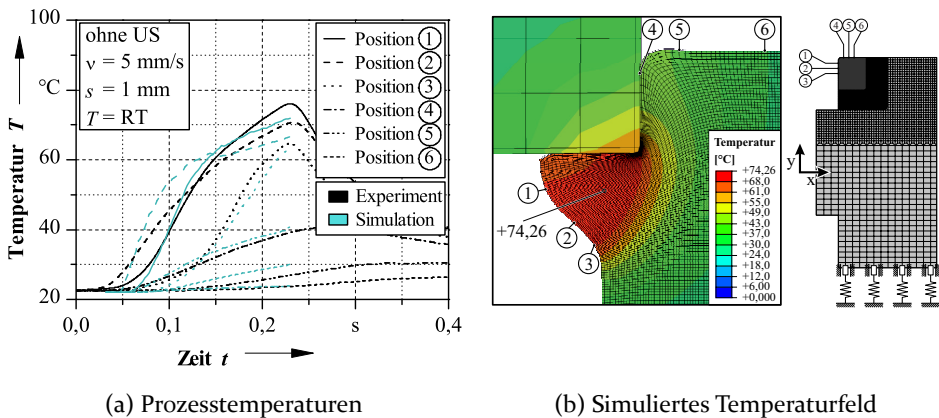


Bild 37: Prozesstemperaturen beim Blindverstemmen aus der numerischen Simulation.

Um den Zusammenhang zwischen Energieeinbringung und Probenerwärmung genauer zu quantifizieren, wird die Prozesszeit variiert. Wie bereits in Abschnitt 5.6 mittels Gleichung 6 beschrieben, erfolgt dies anhand des veränderten Spindelvorschubs. Eine Verringerung des Vorschubs um das Fünffache bringt, bei unveränderter Frequenz und Amplitude, fünfmal so viele Schwingenspiele in den Prozess ein. Diese Erhöhung der eingebrachten Energie durch Ultraschall soll die thermischen Auswirkungen intensivieren und gleichfalls die Umformkraft infolge einer partiellen Warmumformung reduzieren. Bild 38 zeigt hierzu den Einfluss des Spindelvorschubs auf die Umformkraft unter Ultraschall im *Dauerkontakt-Regime* anhand jeweils einer

exemplarischen Kurve. Die unterschiedlichen Spindelvorschübe der Presse (1 mm/s, 5 mm/s, 25 mm/s) äußern sich im Kraftverlauf durch veränderte Gradienten sowie unterschiedliche Prozesszeiten. Trotz veränderter Energieeinbringung in den Umformprozess kommt es jedoch zu keiner weiteren Kraftreduktion. Die erhöhte Anzahl an eingebrachten Schwingspielen in den Prozess hat somit keinen beträchtlichen Einfluss auf die Kraftreduktion, was eine weitere wichtige Erkenntnis dieser Arbeit darstellt. Äquivalent dazu verhält sich der ultraschallüberlagerte Prozess im *Hämmer-Regime*. Auch hier kann keine erweiterte Kraftreduktion trotz veränderter Energieeinbringung durch Ultraschall nachgewiesen werden. Lediglich die Phasen des *Kontaktverlustes* sind beim verringerten Spindelvorschub etwas verlängert, da die Presse offensichtlich mehr Zeit benötigt, um den voreilenden Stempel wieder einzuholen. Generell ist somit festzuhalten, dass die Kraftreduzierung beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess unabhängig vom Spindelvorschub sowie der Anzahl an eingeleiteten Schwingspielen ist.

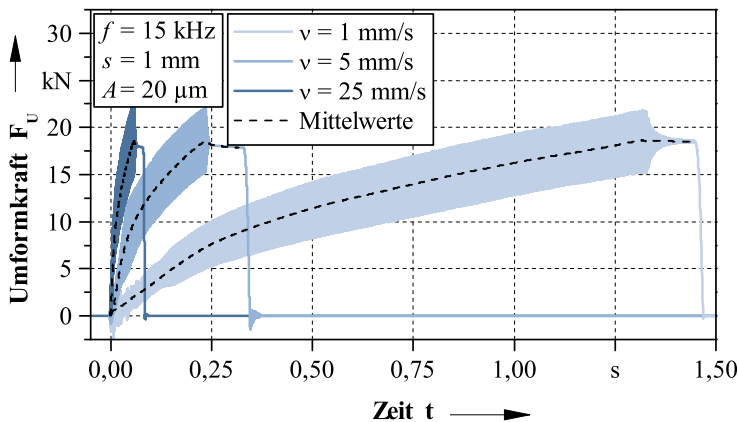


Bild 38: Einfluss des Spindelvorschubs auf die ultraschallüberlagerte Umformkraft.

Die gemessenen Maximaltemperaturen ohne und mit Ultraschall unter den verschiedenen Spindelvorschüben werden im Balkendiagramm in Bild 39a gegenübergestellt. Die Darstellung der Ergebnisse beinhaltet dabei jeweils die gemittelten Maximaltemperaturen aus $n = 10$ Wiederholversuchen sowie dazugehörige Maximal- und Minimalwerte. Bereits im konventionellen Prozess ist der Einfluss des Spindelvorschubs im Temperatursignal erkennbar. Je größer der gewählte Vorschub, desto höher werden die gemessenen Maximaltemperaturen. Dies wird aufgrund identischer Umformarbeit auf die nicht proportional steigende Wärmeleitung zurückgeführt. So kommt es, abhängig vom Vorschub, beim Blindverstemmen ohne Ultraschall zu einer Temperaturerhöhung um 45 K sowie zu einer Verringerung der Maximal-

temperatur um 25 K. Im *Dauerkontakt-Regime* ($A = 20 \mu\text{m}$) zeigen sich vergleichbare Temperatureinflüsse trotz erheblich veränderter Energieeinbringung durch Ultraschall aufgrund unterschiedlicher Prozesszeiten. Hier wird die Maximaltemperatur um 39 K erhöht bzw. um 23 K verringert. Trotz einer fünffach höheren Energieeinbringung beim geringen Vorschub ergibt sich also entgegen der Erwartung eine Reduzierung der Prozesstemperatur. Umgekehrt kommt es bei geringerer Energieeinbringung unter Ultraschall infolge eines erhöhten Vorschubs zu einer Erhöhung der Temperatur. Auch im *Hämmer-Regime* unter der Erregeramplitude $45 \mu\text{m}$ werden nur geringfügig veränderte Maximaltemperaturen durch die Variation des Spindelvorschubs ermittelt. Die maximale Prozesstemperatur wird auch hier beim schnellen Spindelvorschub von 25 mm/s und damit bei geringerer Energieeinbringung gemessen. Der Einfluss des Spindelvorschubs führt dabei zu einer Erhöhung der Maximaltemperatur um 45 K bzw. zu einer Verringerung um 57 K. Die Variation des Vorschubs spiegelt sich somit zwar in den gemessenen Temperatursignalen wieder, zeigt jedoch ohne und mit Ultraschall vergleichbare Auswirkungen. Eine veränderte Energieeinbringung durch die Variation der Prozesszeit besitzt somit weder auf die Reduzierung der Prozesskraft noch auf die Probenerwärmung einen signifikanten Einfluss. Eine Kraftreduktion infolge einer partiellen Warmumformung durch Ultraschall wird daher aufgrund der zu geringen Temperaturen ausgeschlossen.

Abschließend stellt Bild 39b die experimentell ermittelten und simulativ errechneten Maximaltemperaturen ohne und mit Ultraschall an Position ① im Balkendiagramm gegenüber. Auch hier beziehen sich die experimentellen Ergebnisse auf Minimal-, Mittel- und Maximalwerte der gemessenen Temperaturen von zehn Wiederholversuchen. Im gesamten *Dauerkontakt-Regime* ($A = 10 \dots 30 \mu\text{m}$) zeigt sich keine merkliche Temperaturerhöhung, wie bereits zuvor anhand der Amplitude $20 \mu\text{m}$ im Temperaturverlauf diskutiert. Die Maximaltemperaturen betragen zwischen $74,5^\circ\text{C}$ und $78,2^\circ\text{C}$ trotz variierender Schwingungsamplituden (siehe Bild 39b). Vergleichbare Temperaturen werden zudem in der Simulation unter Ultraschall bei $A = 20 \mu\text{m}$ erreicht. Auch wenn eine Amplitudenerhöhung für stetig höhere Relativbewegung, Kraftoszillation und Energieeinbringung sorgt, ändern sich die Prozesstemperaturen lediglich marginal. Das *Hämmer-Regime* ($A = 45 \mu\text{m}$) bildet auch im Balkendiagramm die merklich höhere Prozesstemperatur klar ab. Die Streuung der Temperatur nimmt dabei merklich zu, wobei durchweg höhere Temperaturen als bei allen anderen Varianten erreicht werden. Dennoch fällt auch hier die Temperatur zu gering für eine mögliche Warmumformung aus.

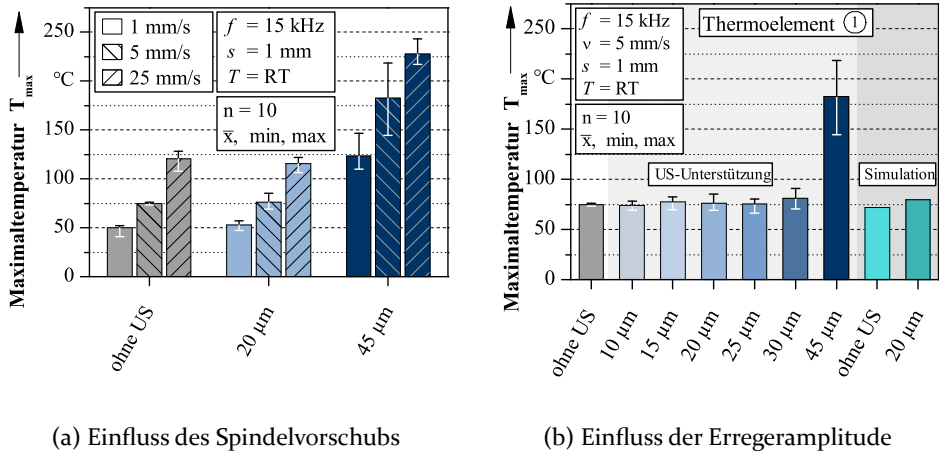


Bild 39: Gegenüberstellung der Maximaltemperaturen beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmen bei verändertem Spindelvorschub und variierender Erregeramplitude.

Zusammenfassend wurde mittels Temperaturmessung eine mögliche lokale Warmumformung durch Ultraschall am Blindverstemmprozess untersucht, welche einen möglichen Erklärungsansatz für die gemessene Kraftreduzierung darstellt. Die thermische Charakterisierung des konventionellen Prozesses (ohne Ultraschall) mittels einer örtlich und zeitlich hoch aufgelösten und präzisen Erfassung von Oberflächentemperaturen zeigt sowohl im Experiment als auch in der Simulation eine lediglich geringe lokale Probenerwärmung. Auch die Kerntemperatur in der Umformzone weicht dabei kaum von der maximalen Oberflächentemperatur ab. Prozesse mit Ultraschall im *Dauerkontakt-Regime* ($A \leq 30 \mu\text{m}$) führen zu vergleichbaren Temperaturverläufen und Maximaltemperaturen und zeigen damit keine ultraschallbedingte Temperaturerhöhung. Im *Hämmer-Regime* hingegen sind erhöhte Temperaturen durch den veränderten Prozessverlauf erkennbar. Dennoch sind auch hier sämtliche gemessenen Temperaturen mit einem Maximalwert von $T = 182,8^\circ\text{C}$ weit entfernt von der Rekristallisationstemperatur des Werkstoffs. Selbst eine Intensivierung thermischer Prozesseinflüsse durch die Variation des Spindelvorschubs ergibt lediglich eine weitere Temperaturerhöhung von 45 K. Eine lokale Warmumformung und damit eine thermisch bedingte Reduzierung der Prozesskraft infolge einer Ultraschallüberlagerung wird daher ausgeschlossen. Thermische Effekte dienen somit ebenfalls nicht als Erklärungsansatz für die in Abschnitt 7.2 diskutierte Kraftreduzierung durch Ultraschall.

7.3.3 Werkstoffseitiger Einfluss

Der wohl älteste Erklärungsansatz ultraschallbedingter Kraftreduktionen ist der BLAHA-EFFEKT oder US-SOFTENING-EFFECT. Hierbei wird angenommen, dass die zusätzlich in den Prozess eingebrachte Ultraschallenergie im Werkstoff absorbiert wird. Ähnlich einer thermischen Aktivierung wird so das Wandern von Versetzungen vereinfacht, was in einer geringeren Kaltverfestigung des Werkstoffs und folglich in geringeren Prozesskräften resultiert (vgl. Abschnitt 2.2.2). Über die Korrelation der Werkstofffestigkeit mit der Härte, wie beispielsweise in DIN 50150 [124] oder in Arbeiten von H. Eckhart [125] beschrieben, wird im Folgenden der werkstoffseitige Einfluss beim ultraschallüberlagerten Umformen und Verstemmen überprüft. Die Analyse der Werkstoffhärte erfolgt ausschließlich in der Umformzone, um Rückschlüsse auf die Verfestigung des Werkstoffs ziehen zu können. Gemäß dem BLAHA-EFFEKT sollten die ultraschallüberlagerten Umformprozesse demzufolge geringere Kaltverfestigungen als die Umformung ohne Ultraschall aufweisen. Die Untersuchung der Werkstoffhärte soll demnach Aufschluss über den werkstoffseitigen Einfluss beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmen geben.

Um die Härte des Werkstoffs in der Umformzone zu bestimmen, wird die eingebettete und polierte Probe durch die in Abschnitt 4.4.4 beschriebene instrumentierte Eindringprüfung qualifiziert. Diese maschinelle Rastermessung ermöglicht es, eine erhebliche Anzahl an Härtemessungen unter gleichen Abständen in einem definierten Bereich zu erzeugen. Die durch plastische Deformation des Werkstoffs ermittelten Mikrohärtewerte¹³ werden bei einer möglichst geringen Kraft durchgeführt, um die Anzahl der Härteeindrücke zu steigern. Wie in Bild 40a dargestellt, wird bei einer Prüfkraft von 294 mN ($\approx 0,03$ kp), einer Aufbringzeit von 15 s sowie einer Haltezeit von 2 s ein Härteeindruck mit einer Diagonalen von 13 ± 1 μ m erzeugt. Mit einem Abstand von 86 μ m zwischen benachbarten Eindrücken werden so auf einer quadratischen Fläche von 2,5 mm \times 2,5 mm 1444 Härtemessungen erzeugt. Der Mindestabstand zwischen benachbarten Härteeindrücken beträgt dabei mehr als das Vierfache der Eindringdiagonalen, wodurch eine Beeinflussung der Messstellen untereinander ausgeschlossen werden kann. Die Angabe der Härtewerte erfolgt trotz gewähltem Prüfverfahren nach Martens in umgerechneter Form nach gängiger Härte Vickers (HV). Zur Validierung der Härtemessung sowie der Umrechnung wird zunächst das Grundgefüge untersucht. Dabei werden die Härtemessungen nach Martens mit konventionellen Messungen nach dem Vickers-Verfahren abgeglichen. Ergebnisse der Messung sind in umgerechneter Form in Bild 40b abgebildet. Dabei stellt

¹³ Mikrohärtewerte: Härtemessungen mit Prüfkraften $F < 10$ N [126]

jedes farbige Quadrat im Konturdiagramm einen einzelnen Messwert dar.

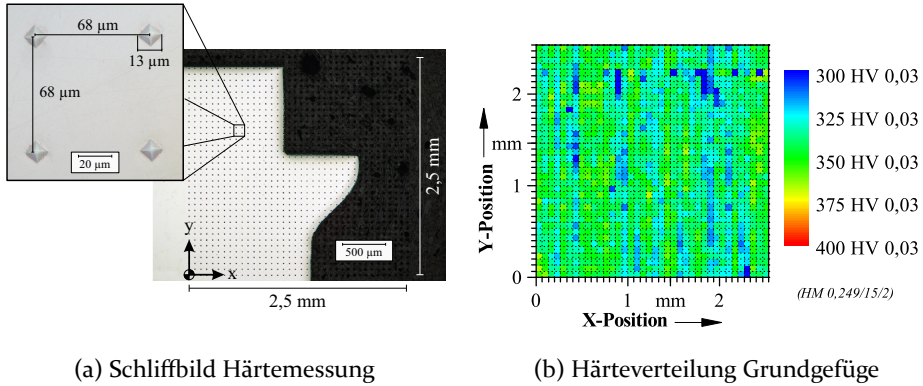


Bild 40: Darstellung der Abmessungen und Messabstände der gerasterten Mikrohardteprüfung (a) sowie die Charakterisierung der Grundhärte des Werkstoffs $X_{17}CrNi16-2$ (b).

Wie das Konturdiagramm der Härteverteilung in Bild 40b darstellt, sind im Werkstoff neben den harten martensitischen Gefügebestandteilen auch die etwas weicheren, aus Abschnitt 7.3.1 bekannten, zeilig angeordneten δ -Ferrit Anteile erkennbar. Dies demonstriert sowohl die hohe Auflösung als auch die hohe Sensitivität des angewendeten Verfahrens. Eine Mittelung über die Härtewerte ergibt eine durchschnittliche Härte des Werkstoffs von 338 HV. Vergleichbare Härtemessungen nach dem konventionellen Vickers-Verfahren bei identischer Prüfkraft ergeben gemittelt über zehn Eindrücke einen Wert von 321 HV. Damit liegt die Werkstoffhärte nach der Vickersmethode im Mittel etwa 5 % unter der gemittelten Härtemessung nach Martens. Unter Berücksichtigung der Streuung werden die Ergebnisse dennoch als vergleichbar bewertet, weshalb die Angabe der Werkstoffhärte im weiteren Verlauf dieser Arbeit nach Vickers erfolgt.

Im Folgenden werden zunächst die Verläufe der Härtewerte beim Blindverstemmen in einem Konturdiagramm qualitativ gegenübergestellt. Erneut ist dabei die Erregeramplitude $A = 20 \mu\text{m}$ repräsentativ für das *Dauerkontakt-Regime* sowie $A = 45 \mu\text{m}$ für das *Hämmer-Regime*. Härtewerte unter 100 HV (Einbettmittel der Schliffprobe) werden dabei zugunsten der Übersicht in der Farbe weiß dargestellt. Um Randeffekte in der eingebetteten Probe zu berücksichtigen, wird zudem der jeweils letzte Härteeindruck im Werkstoff ausgeblendet und geht somit nicht in die Bewertung des Härteverlaufs ein. Zusätzlich zur qualitativen Betrachtung der Härteverläufe im Konturdiagramm werden abschließend die Härtewerte in einem Balkendiagramm unter Berücksichtigung der Ergebnisstreuung gegenübergestellt.

Die beschriebene charakteristische Form der Verstemmwulst wird aufgrund

der hohen Anzahl an Messpunkten durch die dargestellten Härtewerte in den jeweiligen Konturdiagrammen sehr deutlich abgebildet. Dabei zeigt der konventionelle Blindverstemmprozess (ohne Ultraschall) in Bild 41 klar die umformbedingte Aufhärtung des Werkstoffs in der Verstemmwulst. Deutlich erkennbar ist hier ein diagonales Band maximaler Härtewerte zwischen Grundwerkstoff und Verstemmwulst. Mit einer maximalen Werkstoffhärte von 564 HV nehmen dabei die Werte radial in Richtung Probenmitte ab, so dass an der Wulstspitze nahezu keine Härtesteigerung detektiert wird.

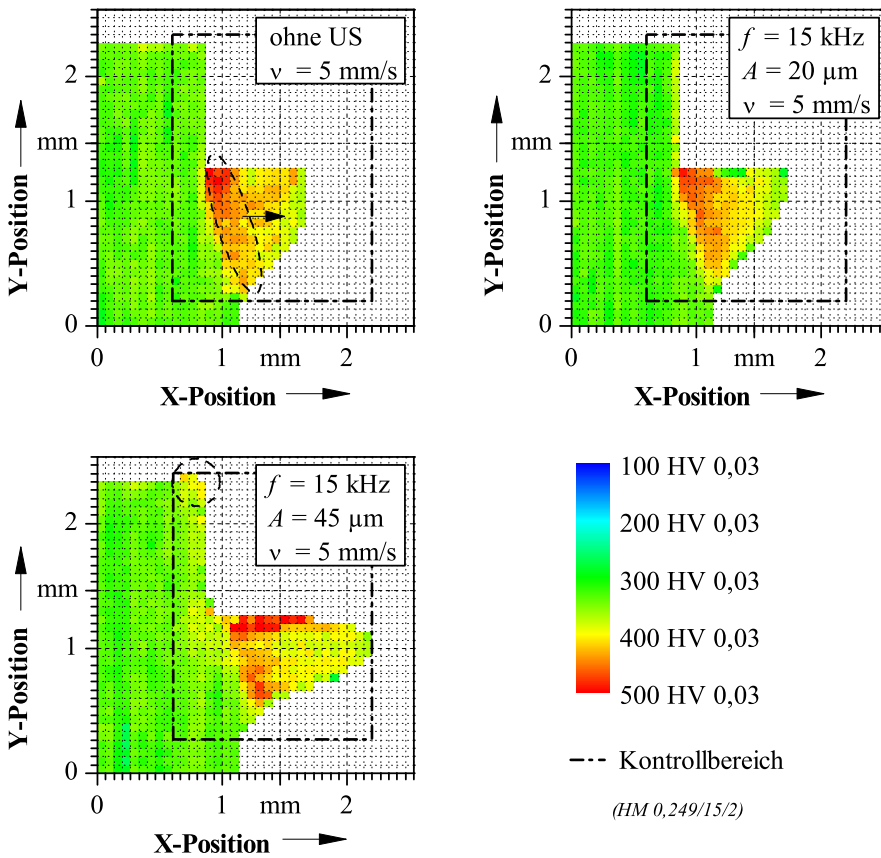


Bild 41: Vergleich der Werkstoffhärte beim Blindverstemmen ohne und mit US.

Die Ergebnisse des ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess im *Dauerkontakt-Regime* zeigen grundsätzlich ein vergleichbares Bild der Härteverteilung. Auch hier ist deutlich das diagonale Band in der Verstemmwulst mit maximalen Härtewerten erkennbar. Randbereiche der Verstemmwulst be-

sitzen ebenfalls keine nennenswerte Härtesteigerung. Maximale Werte mit 547 HV sind erneut an der Stirnfläche der Wulst vorzufinden. Innerhalb der Verstemmwulst sind die Härtewerte vergleichbar mit dem konventionellen Prozess. Eine werkstoffseitige Begünstigung der Umformung kann im *Dauerkontakt-Regime* über eine geringere Werkstoffhärte somit zunächst nicht nachgewiesen werden. Trotz der etwas veränderten geometrischen Form der Verstemmwulst im *Hämmer-Regime*, wie bereits in Abschnitt 7.2 beschrieben, nehmen auch hier die Härtewerte in Richtung der Spitze der Verstemmwulst leicht ab. Das diagonal verlaufende Band maximaler Härtewerte ist ebenfalls deutlich erkennbar. Die Maximalwerte fallen mit bis zu 607 HV etwas höher als im konventionellen Prozess (ohne Ultraschall) aus, werden jedoch ebenfalls an der oberen Stirnfläche gemessen. In den Randbereichen der Verstemmwulst kommt es aufgrund der freien Oberfläche auch hier zu keiner signifikanten Härtesteigerung. Im *Hämmer-Regime* lässt sich damit ebenfalls keine geringere Verfestigung des Werkstoffs beim Blindverstemmen durch die Ultraschallüberlagerung nachweisen.

Für einen abschließenden quantitativen Vergleich fasst Bild 42 die durchschnittliche Härte der Verstemmwulst ohne und mit Ultraschall im Balkendiagramm zusammen. Hierzu wird jeweils das arithmetische Mittel über die im Kontrollbereich in Bild 41 liegenden Härtewerte berechnet. Fünf Schlißproben je Variante sichern die Ergebnisse dabei ab, sodass ein Mittelwert über 7220 Härteeindrücke jeweils gebildet wird.

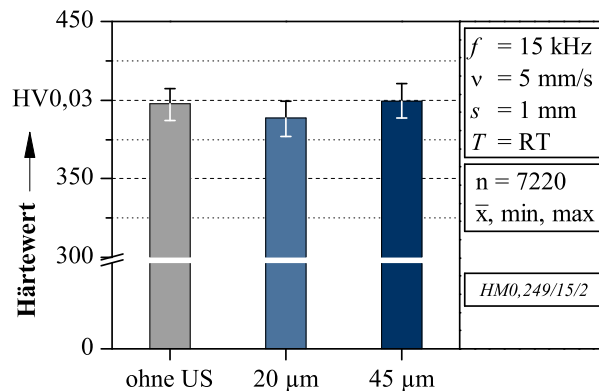


Bild 42: Experimenteller Vergleich der Werkstoffhärte in der Umformzone.

Die Gegenüberstellung der Härtewerte durch Minimal-, Mittel- und Maximalwert zeigt eine gemittelte Werkstoffhärte von 397 HV ohne Ultraschallunterstützung, 389 HV bei ultraschallüberlagerten Versuchen im *Dauerkontakt-Regime* sowie 399 HV im *Hämmer-Regime*. Unter Beachtung dargestell-

ter Streubalken liegen die Varianten ohne und mit Ultraschall bei vergleichbaren Werten. Das Verfestigungsverhalten des Werkstoffs ist damit bei einer Blindverstemmung ohne und mit Ultraschall vergleichbar. Ein werkstoffseitiger Einfluss infolge der Ultraschallüberlagerung stellt sich somit als unwahrscheinlich dar.

Zusammenfassend bilden die erzeugten Härtescans die Werkstoffverfestigung und gleichfalls die Verstemmgeometrie sehr deutlich und in hoher Auflösung ab. Sowohl qualitativ über die erzeugten Konturdiagramme als auch quantitativ im Balkendiagramm ergeben sich ohne und mit Ultraschall vergleichbare Härtewerte. Eine ultraschallbedingte Begünstigung von Versetzungen in der Umformzone kann somit nicht nachgewiesen werden. Daher ist eine Reduzierung der Umformkraft durch eine begünstigte Versetzungsbewegung unwahrscheinlich. Ein werkstoffseitiger Ultraschalleinfluss analog dem BLAHA-EFFEKT kann beim Blindverstemmen damit nicht nachgewiesen werden und dient daher auch nicht als Erklärungsansatz für die gemessene Kraftreduzierung durch Ultraschall.

7.3.4 Dynamischer Einfluss

Eine weitere Hypothese zur Erläuterung einer Kraftreduktion bei ultraschallüberlagerten Umformprozessen stützt sich auf den Superpositionseffekt, also einer Überlagerung gleicher physikalischer Größen, die sich gegenseitig nicht behindern [127]. Im vorliegenden Fall bezieht sich dies auf die Linearkombination von statischer und dynamischer Umformkraft. Im ultraschallüberlagerten Prozess oszilliert die Prozesskraft bedingt durch die zyklische Be- und Entlastung zwischen Maximal- und Minimalwerten. Die Maximalwerte reichen dabei jeweils an den konventionellen Kraftverlauf ohne Ultraschall heran. Die Absenkung der mittleren Kraft ist somit eine unmittelbare Folge der Kraftoszillation, wie schematisch in Bild 43 dargestellt. Demzufolge entspricht die Kraftreduzierung beim Superpositionseffekt der Kraftamplitude (F_{Amp}). Die Untersuchung des dynamischen Einflusses erfolgt zunächst via makroskopischer FE-Simulation und wird anschließend durch experimentelle Versuche validiert.

Wie in Kapitel 6 beschrieben, wird die hochfrequente Oszillation in der Simulation analog zum Experiment über die Sonotrode eingeleitet. Die über das explizite Lösungsverfahren berechnete Kontaktkraft wird dabei unter einer Abtastrate von 2,5 MHz erfasst, um die hohe Dynamik aufzuzeichnen. Sonstige Randbedingungen, wie Reibzahlen, Wärmekoeffizienten oder andere Werkstoffkenndaten bleiben trotz der Ultraschallüberlagerung unverändert. Anders als im Experiment kann so in der Simulation der dynamische

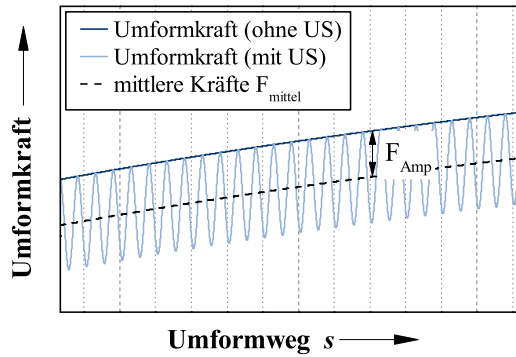
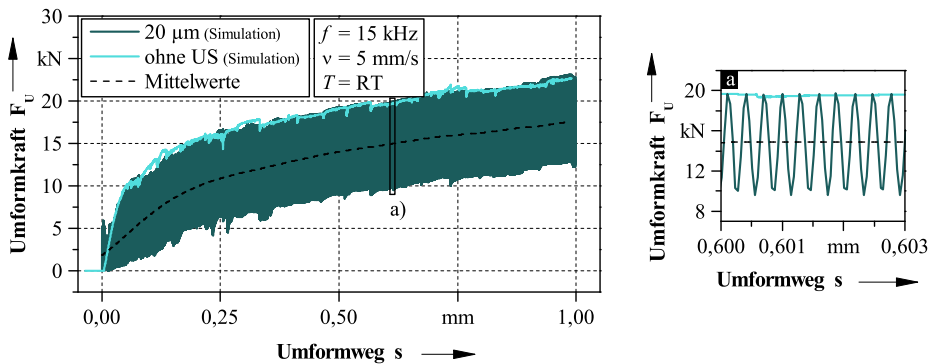


Bild 43: Schematische Darstellung des Superpositionseffektes.

Einfluss isoliert betrachtet werden, ohne von werkstofftechnischen Phänomenen und thermischen Einflüssen geprägt zu sein. Bild 44 zeigt hierzu die simulierte Kontaktkraft zwischen Umformstempel und Probenkörper, ohne und mit Ultraschall bei der Erregerfrequenz 15 kHz und der Amplitude 20 μm .

Bild 44: Simulierte Umformkraft (F_u) des Blindverstemmprozesses ohne und mit US.

Die oszillierende Sonotrode versetzt das Kraftsignal analog zum Experiment in Schwingung. Auch hier äußert sich das anfängliche *Hämmern* mit schnellen, kurzen Kraftspitzen, was vergleichbar mit dem Experiment ist. Im weiteren Verlauf des Prozesses folgt ein harmonisch oszillierender Kraftverlauf unter Dauerkontakt bis zum Erreichen des maximalen Umformwegs von 1 mm. Die maximalen Kräfte der Umformkraft reichen dabei exakt bis an die konventionelle Umformkraft ohne Ultraschall heran (siehe Bild 44a). Auch im schwingungsüberlagerten Kraftverlauf sind Unstetigkeiten erkennbar, welche auf die adaptive Vernetzung zurückgeführt werden (siehe Abschnitt 6.5).

Eingriffe der ALE-Netzoptimierung erfolgen aufgrund des veränderten Kraftverlaufes ohne und mit Ultraschall zu unterschiedlichen Zeitpunkten, weshalb die Unstetigkeiten im Kraftverlauf zeitlich versetzt auftreten. Die Kraftschwingweite einer Periode ist in der Simulation etwa sechs Prozent höher als im Experiment. Dies wird auf angenommene Kontaktsteifigkeiten sowie auf die approximierte Maschinensteifigkeit zurückgeführt, welche erheblichen Einfluss auf dynamische Kräfte zeigen. Die entstehende Reduzierung der mittleren Kräfte beläuft sich in der Simulation auf etwa 4,2 kN und ist damit etwas höher als im Experiment. Der Vergleich der Verstemmkonturen zwischen Simulation und Schliffprobe zeigt bei einem Geometriefaktor von $B = 93,7\%$ eine korrespondierende Wulstbildung. Somit bildet die Simulation das Experiment sowohl in Geometrie als auch im Kraftverlauf ausreichend genau ab.

Der simulierte Kraftverlauf bestätigt durch die Schwingungsüberlagerung eine Reduzierung der mittleren Kräfte um die Kraftamplitude (F_{Amp}) gemäß des Superpositionsprinzips. Da im Vergleich zur konventionellen Prozesssimulation ohne Ultraschall lediglich die Schwingungsüberlagerung hinzugefügt wurde, kann die Kraftreduzierung mittlerer Kräfte somit rein auf die Dynamik zurückgeführt werden. Die Theorie der ultraschallbedingten Kraftreduzierung durch den Superpositionseffekt wird damit anhand der Simulation für den ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess bestärkt. Mit 4,2 kN (bei $A = 20\ \mu\text{m}$) stellt das Superpositionsprinzip dabei einen beträchtlichen Anteil an der Kraftreduzierung dar. Damit äußern sich dynamische Einflüsse als maßgebende Faktoren zur Reduzierung der Umformkraft. Eine Erhöhung der Erregeramplitude führt zwangsläufig zu größeren Oszillationen und damit zu größeren Kraftreduktionen. Der Superpositionseffekt erläutert somit ebenfalls die bereits beschriebene lineare Abhängigkeit der Erregeramplitude zur Kraftreduktion im *Dauerkontakt-Regime*. Wie bereits beschrieben, reichen jedoch die Maximalwerte des schwingungsüberlagerten Kraftverlaufes bei der Superposition bis an die konventionelle Umformkraft ohne Ultraschall heran. In der Umformzone wird somit, zumindest temporär, ohne und mit Ultraschall dieselbe Umformkraft erreicht. Es ist daher zu prüfen, ob die Reduzierung der mittleren Umformkraft bereits ausreicht, um den Prozess vorteilhaft zu beeinflussen oder ob maximale Prozesskräfte ausschlaggebend für den Prozess sind.

Aus Abschnitt 5.5.1 ist bereits die erhebliche Ortsabhängigkeit dynamischer Kräfte bekannt. Hierbei wurden bewegte Masse, Steifigkeit sowie struktur- und werkstoffbedingte Dämpfung als maßgebende Größen identifiziert. Fokus bisheriger Untersuchungen lag auf der Erfassung dynamischer Kräfte in der Umformzone, weshalb der Kraftaufnehmer für diesen Messort aufwendig kalibriert wurde und eine Übertragungsfunktion eingeführt wurde (vgl. Ab-

schnitt 5.5). Durch die Auswertung einer zusätzlichen Kraft an der Unterseite des Probenkörpers sollen via FE-Simulation Rückschlüsse auf die Belastung der gesamten Probe geschlossen werden. Bild 45 stellt hierzu die simulierten Kraftverläufe von Umformzone ① und Probenunterseite ② in einem Diagramm dar.

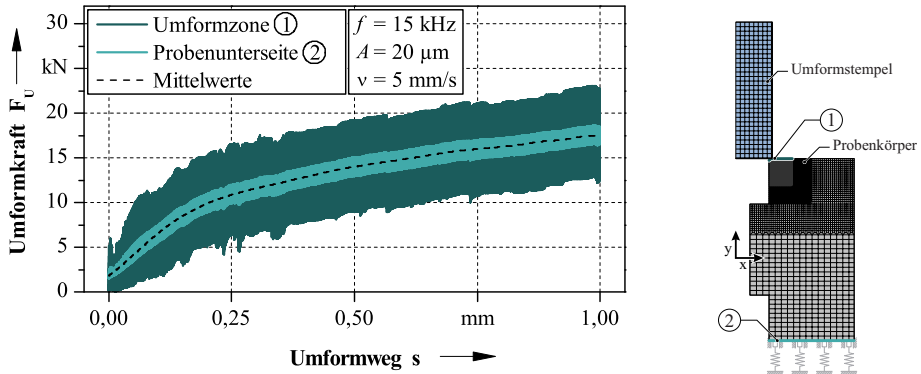


Bild 45: Simulierte Umformkraft (F_u) ohne und mit US an unterschiedlichen Messstellen.

Ebenso wie im bereits diskutierten Kraftverlauf in der Umformzone kommt es auch an der Probenunterseite durch die eingeleitete Schwingung zu einer Oszillation im Kraftsignal um die mittlere Umformkraft. Die Ausprägung der Oszillation ist jedoch mit der Kraftamplitude von 0,7 kN wesentlich geringer als in der Umformzone mit 4,2 kN. Der Kraftverlauf mittlerer Umformkräfte deckt sich jedoch trotz geringerer Oszillation mit der bereits diskutierten Kraft in der Umformzone. Die maximalen Umformkräfte reichen somit nicht mehr bis an die konventionelle Kraft ohne Ultraschall heran. Durch die Schwingungsüberlagerung des Prozesses ergibt sich daher an der Probenunterseite, zusätzlich zur temporären Kraftreduktion infolge der Oszillation auch eine permanente Kraftreduzierung. Demnach zeigen dynamische Einflüsse vor allem außerhalb der Umformzone erhebliches Potenzial für eine Reduzierung von Prozesskräften.

Um diese permanente Kraftreduzierung in Folge dynamischer Einflüsse neben der Simulation auch im Experiment nachzuweisen, wird eine zusätzliche Kraftmessdose in die Versuchspresse eingebaut. Diese sogenannte Achskraft befindet sich über dem Ultraschallschwingsystem in der Spindeltraverse. Beide Kraftsignale werden synchron bei einer Abtastrate von 500 kHz erfasst, um einzelne Schwingenspiele auflösen zu können. Auch hierbei wird das *Dauerkontakt-Regime* durch die Erregeramplitude $A = 20 \mu\text{m}$ sowie das *Hämmer-Regime* durch $A = 45 \mu\text{m}$ exemplarisch untersucht. Die Kraft-Weg-Verläufe

von Umformkraft und Achskraft werden für den Blindverstemmprozess, für beide Prozessregime jeweils getrennt, in Bild 46 dargestellt.

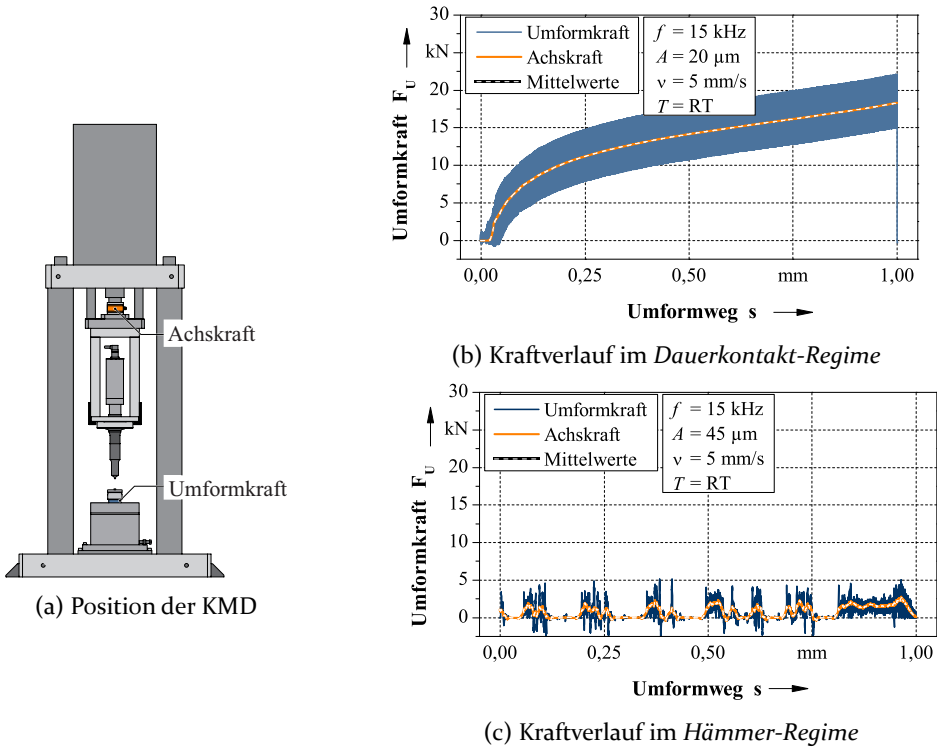


Bild 46: Vergleich dynamischer Kräfte zweier Kraftaufnehmer unterschiedlicher Positionen.

Im *Dauerkontakt-Regime* ($A = 20 \mu\text{m}$) fallen die mittleren Kräfte von Achs- und Umformkraft zusammen. Anders als erwartet, zeigt die Achskraft jedoch trotz der hohen Abtastrate keine erkennbare Oszillation. Es ist davon auszugehen, dass aufgrund der großen Distanz zur Schwingungseinleitung am Probenkörper die hochfrequente Oszillation nahezu restlos beruhigt wurde. Die Achskraft verzeichnet somit eine permanente Kraftreduzierung um die Kraftamplitude. Damit bestätigt sich der in der Simulation identifizierte Mechanismus einer permanenten Kraftreduzierung infolge dynamischer Einflüsse. Auch im *Hämmer-Regime* ($A = 45 \mu\text{m}$) spielen dynamische Einflüsse eine Rolle. Auch wenn hier keine harmonische Schwingung in der Umformkraft besteht, werden ebenfalls abgeschwächte dynamische Kräfte in der Achskraft deutlich. Hier fällt ebenfalls die Achskraft mit den mittleren Umformkräften zusammen, sodass sich auch im *Hämmer-Regime* eine zusätzliche permanente Kraftreduzierung infolge dynamischer Einflüsse mit Abstand zur Umformzone einstellt.

Ein weiterer Aspekt dynamischer Einflüsse besteht in der Variation der Umformgeschwindigkeit. Gemäß Gleichung 6 ist diese maßgeblich von der Erregerfrequenz sowie der -amplitude abhängig. Im Folgenden wird daher die Umformgeschwindigkeit (v_{US}) durch die Erhöhung der Erregerfrequenz von 15 kHz auf 20 kHz um 33 % erhöht. Aufgrund der modalen Auslegung des Versuchsaufbaus für beide Frequenzen (siehe Abschnitt 5.5.2) sowie der verwendeten Übertragungsfunktion (siehe Abschnitt 5.5.3) können die gemessenen dynamischen Kräfte frequenzabhängig korrigiert und untereinander verglichen werden. Bild 47 zeigt hierzu den Einfluss der Erregerfrequenz auf den Blindverstemmprozess bei identischer Erregeramplitude ($A = 20 \mu\text{m}$).

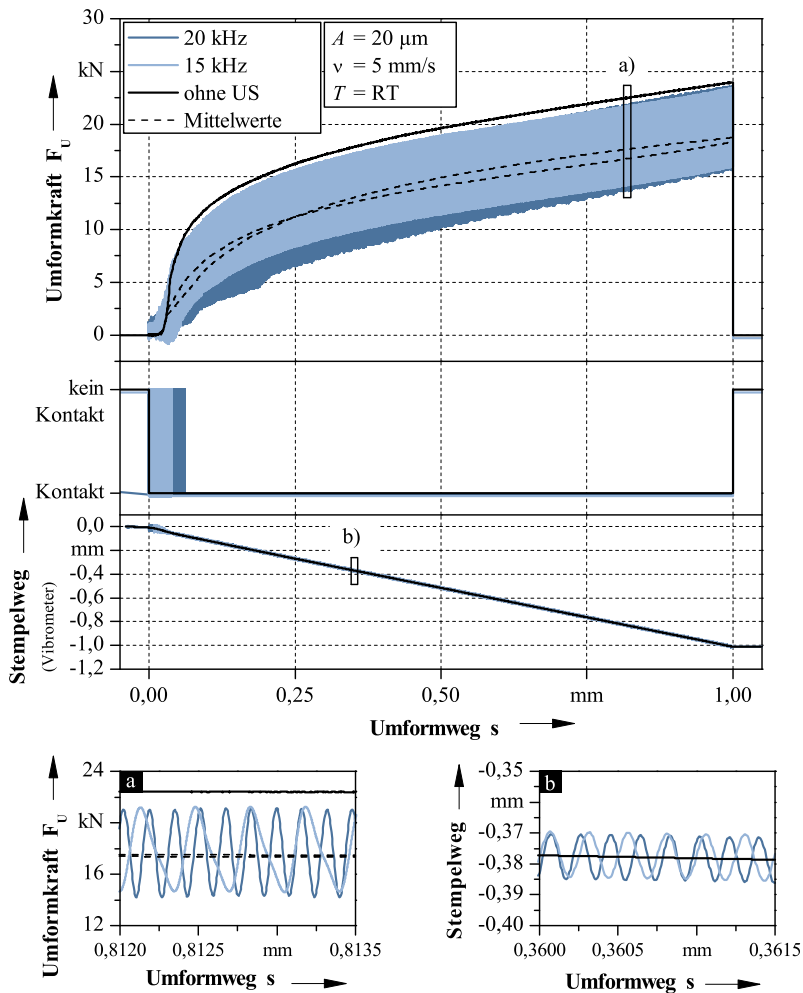


Bild 47: Frequenzeinfluss beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmen im Kraft-, Kontakt- und Vibrometersignal unter der Erregeramplitude $20 \mu\text{m}$.

Die Kraftverläufe beider Erregerfrequenzen (15 kHz; 20 kHz) verlaufen sowohl in den mittleren als auch in den maximalen Kräften vergleichbar. Erneut ist unter beiden Frequenzen zu Prozessbeginn ein anfängliches Hämmern, gefolgt vom *Dauerkontakt-Regime* bis zum Erreichen des maximalen Umformweges von $s = 1$ mm ersichtlich. Der Frequenzeinfluss sowie die vergleichbare Kraftamplitude spiegeln sich im Kraftsignal direkt wider (siehe Bild 47a). Zu Prozessende stellt sich eine vergleichbare Kraftreduzierung von jeweils 5 kN ein. Trotz der um etwa ein Drittel höheren maximalen Umformgeschwindigkeit (v_{US}) infolge der erhöhten Frequenz, kommt es zu keiner weiteren Kraftreduzierung der mittleren Umformkraft. Auch die damit verbundene erhöhte Einbringung von Ultraschallenergie wirkt sich nicht auf die Kraftreduktion aus. Wie bereits zuvor in Abschnitt 7.3.2 dargelegt, hat auch die erhöhte Anzahl an eingebrachten Schwingspielen, in diesem Fall durch die Frequenzerhöhung, keinen Einfluss auf den Prozessverlauf. Lediglich zu Prozessbeginn kommt es bei 20 kHz zu einem etwas ausgeprägteren anfänglichen Hämmern. Wie auch bei den experimentellen Betrachtungen zuvor, verifiziert das Kontaktsignal hier ebenfalls beide auftretenden Prozessregime und bestätigt das etwas längere anfängliche Hämmern unter erhöhter Frequenz. Auch das Vibrometersignal bestätigt das anfängliche Hämmern beider Frequenzen anhand inhomogener, leicht erhöhter Ausschläge. Zudem zeigt sich vonseiten des Stempelwegs im *Dauerkontakt-Regime* die erhöhte Erregerfrequenz sowie die identische Amplitude (siehe Bild 47b). Dennoch stellt sich keine weitere Reduzierung der Prozesskraft durch die Frequenzerhöhung ein. Die Versuche belegen daher die Unabhängigkeit des ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozesses von der Ultraschallschwingfrequenz. Dies untermauert das Ergebnis der Superposition statischer und dynamischer Kräfte, wonach einzig die Kraftamplitude für die Reduzierung der Prozesskraft verantwortlich ist. Dynamische Einflüsse in Form der Superposition sind damit maßgeblich für die Kraftreduzierung beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess verantwortlich.

Zusammenfassend zeigen dynamische Effekte erheblichen Einfluss auf die Reduzierung von Prozesskräften beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmen. Sowohl in der Simulation als auch im Experiment kann eine temporäre Reduzierung der Prozesskraft um die Kraftamplitude durch den Superpositionseffekt nachgewiesen werden. Die Höhe der Kraftreduzierung hängt dabei maßgeblich von der Kraftamplitude und damit von der Erregeramplitude (A) des Ultraschallschwingensystems ab. Damit erläutert der Superpositionseffekt die bereits beschriebene lineare Abhängigkeit der Erregeramplitude zur Kraftreduktion. Zusätzlich stellt sich infolge der Dynamik eine permanente Reduzierung der Prozesskraft außerhalb der Umformzone ein. Zunehmende Abstände zur Schwingungseinleitung schwächen dabei dynamische Kraftoszillationen vermehrt ab. Die Kraftoszillation um die mittlere Umformkraft

nimmt daher ab, wobei mittlere Kräfte identisch bleiben. Damit reichen maximale Kraftwerte, anders als in der reinen Superposition, nun nicht mehr bis an die konventionelle Umformkraft ohne Ultraschall heran und sorgen so für eine permanente Reduzierung der Prozesskräfte. Zusätzlich bestätigt die nachgewiesene Frequenzunabhängigkeit und dadurch die Unabhängigkeit von der Umformgeschwindigkeit, eingebrachter Ultraschallenergie sowie eingebrachter Schwingspiele den hohen Einfluss des Superpositionseffektes. Wie in Abschnitt 7.1 beschrieben, reichen dennoch, anders als in der Simulation, die experimentell gemessenen maximalen Umformkräfte in der Umformzone nicht exakt bis an die konventionelle Umformkraft heran. Auch wenn dynamische Einflüsse den maßgebenden Faktor zur Reduzierung der Umformkräfte infolge einer Schwingungsüberlagerung leisten, können auch sie die Reduzierung der Umformkraft nicht in vollem Umfang erläutern.

7.4 Bewertung ultraschallbedingter Einflüsse

Zusammenfassend zeigten die Untersuchungen des Blindverstemmprozesses eine amplitudenabhängige Kraftreduzierung durch eine Ultraschallüberlagerung. Abhängig von der Amplitude wurde der Prozess in zwei unterschiedliche Prozessregime eingeteilt.

1. Dauerkontakt-Regime Der ultraschallüberlagerte Blindverstemmprozess mit Amplituden $A \leq 30 \mu\text{m}$ zeigt nach einem anfänglichen kurzen Hämmern ein harmonisch oszillierendes Kraftverlauf parallel zum Prozess ohne Ultraschall. Mittels Highspeed Videoaufnahmen sowie elektrischer Kontaktmessung konnten die temporären Kontaktverluste zwischen Umformstempel und Probenkörper während des anfänglichen Hämmerns nachgewiesen werden. Sobald eine volle Schwingweite des Ultraschallsystems ohne Kontaktverlust eingeleitet werden konnte, stellte sich eine harmonische Oszillation im Kraftsignal unter Dauerkontakt ein. Lokale Maxima der oszillierenden Prozesskraft reichten zu Beginn annähernd an den Kraftverlauf ohne Ultraschall. Mit zunehmendem Umformgrad entfernten sich diese jedoch merklich voneinander. Die Steigerung der Erregeramplitude führte zu einer größeren Oszillation sowohl in der Stempelbewegung als auch in der Kraftoszillation. Im *Dauerkontakt-Regime* konnte dabei eine maximale Reduzierung der mittleren Prozesskräfte von bis zu 22 % bei der Erregeramplitude $30 \mu\text{m}$ erreicht werden.

2. Hämmer-Regime Höhere Amplituden ($A \approx 45 \mu\text{m}$) führten zu einem veränderten Prozessverlauf. Hierbei kam es ebenfalls zu einem Hämmern unter kurzzeitigen Kontaktverlusten zwischen Umformstempel und Probenkörper. Diese Hämmerphasen wechselten sich im Prozess mehrfach mit an-

haltenden kraftlosen Phasen unter Kontaktverlust ab. Trotz des nachweislich harmonisch oszillierenden Ultraschallschwingsystems kam es somit im Kraftverlauf zu keiner periodischen Oszillation. Genauere Untersuchungen der Umformbewegung belegten via Vibrometrie erhöhte Beschleunigungen des Umformstempels in den Hämmerphasen. Dabei überschritt die Stempelgeschwindigkeit teils den Spindelvorschub der Presse, sodass es zu einem „Voreilen“ des Umformstempels im Prozess kam. Dieses Phänomen erläutert die sich anschließenden kraftlosen Bereiche unter Kontaktverlust. Mit ausbleibenden Hämmeranschlägen verlangsamte sich die Geschwindigkeit des Umformstempels, bis er schließlich zum Stillstand kam. Erst als die Spindel die Presse den stehenden Stempel erneut einholte, folgte eine weitere Hämmerphase. Darüber hinaus detektierten Highspeed Videoaufnahmen während der Hämmerphase eine Taumelbewegung des Umformstempels. Die Kraftreduzierung im *Hämmer-Regime* ist mit bis zu 80 % damit nochmals höher als im *Dauerkontakt-Regime*.

Um die Ursachen der gemessenen Kraftreduktion genauer zu analysieren, wurden folgende, in der Literatur gängigen Effekte zur Erläuterung ultraschallbedingter Kraftreduktionen separat untersucht:

- Tribologischer Einfluss
- Thermischer Einfluss
- Werkstoffseitiger Einfluss
- Dynamischer Einfluss

Tribologischer Einfluss Durch die Verwendung von Gleitlack, PTFE-Folie oder Flüssigschmierstoff konnte im konventionellen Blindverstemmprozess (ohne Ultraschall) eine Verringerung der Umformkraft um bis zu 1,5 kN experimentell nachgewiesen werden. Vorteilhafteste Ergebnisse wurden dabei mittels Gleitlack erzielt. Mit fortschreitender Ausbildung der Verstemmwulst vergrößert sich im Prozess die Kontaktfläche zwischen dem Umformstempel und der Verstemmwulst. Die Einflüsse einer verringerten Oberflächenreibung gewinnen daher mit steigendem Umformweg zunehmend an Bedeutung, was sich in etwas flacheren Kraftanstiegen äußert. Anschließende FE-Simulationen bestärkten diese Erkenntnisse und wiesen eine potentiell mögliche Reduzierung der Umformkraft um bis zu 1,7 kN durch einen vollständigen Entfall von Reibung aus. Die Untersuchung des partiellen Reibungseinflusses am ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess wurde über den eingeführten Reibungswinkel (α) analysiert. Dieser gab mittels einer Korngrenzenätzung des Gefüges Aufschluss über die angelegene Oberflächenreibung im Prozess. Mit steigender Erregeramplitude des Ultraschallschwingsystems konnte dabei eine steigende Reibungsreduktion nachgewiesen werden. Die daraus resultierende Kraftreduzierung, rein durch tribolo-

gisch begünstigende Maßnahmen, fällt jedoch sehr gering aus. Daher können tribologische Effekte nicht allein die gemessene erhebliche Kraftreduzierung durch Ultraschall erklären.

Thermischer Einfluss Experimentelle Temperaturmessungen dienten der Untersuchung einer möglichen lokalen Warmumformung durch Ultraschall. Die thermische Charakterisierung des Prozesses durch eine örtlich und zeitlich hoch aufgelöste und präzise Erfassung von Oberflächentemperaturen zeigte geringe lokale Probenerwärmungen. Die Maximaltemperaturen im *Dauerkontakt-Regime* deckten sich dabei nahezu mit den Temperaturen ohne Ultraschallunterstützung und erreichten im Experiment ca. $T = 76\text{ °C}$. Über die simultane Erfassung von sechs Thermoelementen konnte eine sehr lokale Probenerwärmung nachgewiesen werden. Mit steigendem Abstand von der Umformzone konnten sinkende Temperaturen nachgewiesen werden. Bereits ab Abständen größer 1,5 mm zur Umformzone wurden bereits keine Temperaturerhöhungen mehr gemessen. Auch eine verlängerte Prozesszeit, wodurch erheblich mehr Schwingspiele und gleichfalls mehr Ultraschallenergie in den Prozess einbracht wurde, zeigte keinen Einfluss auf die Prozesstemperatur. Die anschließende thermische FE-Simulation, welche neben Oberflächentemperaturen auch die Kerntemperatur des Werkstücks abbildete, bestätigte die geringe und sehr lokale Erwärmung des Probekörpers nochmals. Im *Hämmer-Regime* hingegen zeigten sich leicht erhöhte Temperaturen infolge des veränderten Prozessverlaufs. Die gemessene Maximaltemperatur von $T = 183\text{ °C}$ ist dennoch weit von der Rekristallisationstemperatur des Werkstoffs entfernt. Eine lokale Warmumformung und damit eine thermisch bedingte Reduzierung der Prozesskräfte durch eine Ultraschallüberlagerung wird daher ausgeschlossen.

Werkstoffseitiger Einfluss Die potentielle Begünstigung von Versetzungen im Werkstoff durch eine Ultraschallüberlagerung (BLAHA-EFFEKT) wurde anhand der Charakterisierung der Werkstoffverfestigung untersucht. Hierzu stellte eine Vielzahl an Mikrohärtmessungen die Werkstoffhärte in der Umformzone qualitativ wie quantitativ heraus, um Rückschlüsse auf das Verfestigungsverhalten zu ziehen. Die erzeugten Härtescans mit 1444 Einzelmessungen bildeten die Verstemmgeometrie sowie Werkstoffverfestigung in hoher Auflösung ab. Trotz geringfügigen geometrischen Abweichungen der Verstemmkonturen resultierten ohne und mit Ultraschall vergleichbare Härteverläufe. Sowohl über Konturdiagramme als auch über gemittelte Härtewerte konnte keine Begünstigung von Versetzungen durch eine Ultraschallüberlagerung nachgewiesen werden. Die Reduzierung der Umformkraft infolge begünstigter Versetzungsbewegungen ist daher unwahrscheinlich. Ein werkstoffseitiger Ultraschalleinfluss, analog dem BLAHA-EFFEKT, wird somit beim Blindverstemmen ebenfalls ausgeschlossen.

Dynamischer Einfluss Sowohl durch hochaufgelöste Messsignale als auch via FE-Simulation konnten einzelne Ultraschallschwingungen in Kraft- und Wegsignal abgebildet und so das dynamische Verhalten im ultraschallüberlagerten Prozess ausgewertet werden. Sowohl in der Simulation als auch im Experiment zeigte sich eine temporäre Reduzierung der Prozesskraft infolge des Superpositionseffektes. Die Höhe der Kraftreduzierung ist dabei maßgeblich von der Kraftamplitude (F_{Amp}) und demnach von der Erregeramplitude (A) des Ultraschallschwingsystems abhängig. Die lineare Abhängigkeit der Kraftreduktion von der Erregeramplitude ist somit schlüssig. Sowohl in der Simulation als auch im Experiment zeigten zusätzliche Kraftmessungen mit etwas Abstand zur Umformzone dämpfende Auswirkungen auf dynamische Kräfte. Während mittlere Prozesskräfte (F_{mittel}) deckungsgleich mit den Kräften in der Umformzone waren, wurden oszillierende Kräfte (F_{Osz}) mit steigendem Abstand zur Umformzone zunehmend dezimiert. Maximale Kraftwerte reichten daher nicht mehr bis an die konventionelle Umformkraft ohne Ultraschall heran und sorgten so für eine permanente Reduzierung der Prozesskraft. Diese permanente Kraftreduzierung entspricht maximal der Höhe der Kraftamplitude. Während dynamische Einflüsse in der Umformzone über den Superpositionseffekt also lediglich temporär die Prozesskraft reduzieren, sorgen sie in Folge von Dämpfungserscheinungen in unmittelbar entfernten Gebieten der Verstemmung für eine permanente Kraftreduzierung. Abschließende experimentelle Untersuchungen bei der alternativen Erregerfrequenz (20 kHz) bestärken die Kraftreduzierung durch das Superpositionsprinzip anhand der Frequenz- und Geschwindigkeitsunabhängigkeit. Auch wenn dynamische Einflüsse maßgebend für die Reduzierung der Prozesskraft sind, reichen maximale Umformkräfte im Experiment, anders als in der FE-Simulation, nicht exakt bis an die konventionelle Umformkraft heran. Aufgrund des stetig mit dem Umformweg steigenden Abstands zum konventionellen Kraftverlauf (ohne Ultraschall), können auch dynamische Einflüsse die Reduzierung der Umformkraft nicht in vollem Umfang erläutern.

Um die Ausprägung der beschriebenen Einflüsse auf die Kraftreduzierung in der Umformzone einschätzen zu können, zeigt Bild 48 jeweils eine schematische Kraftkurve für das *Dauerkontakt*- sowie das *Hämmer-Regime*.

Im *Dauerkontakt-Regime* (Bild 48a) ist der dominierende Effekt der Kraftreduktion, wie bereits diskutiert, auf die Superposition von dynamischer und quasi-statischer Kraft zurückzuführen. Die Kraftamplitude stellt dabei das Maß zur Reduzierung mittlerer Prozesskräfte dar und kann über die Amplitude des Ultraschallschwingsystems gezielt eingestellt werden. Mit einer maximalen Kraftamplitude von 3,9 kN bei der Erregeramplitude 20 μm werden rein durch die Superposition 78 % der Kraftreduktion erreicht. Auch

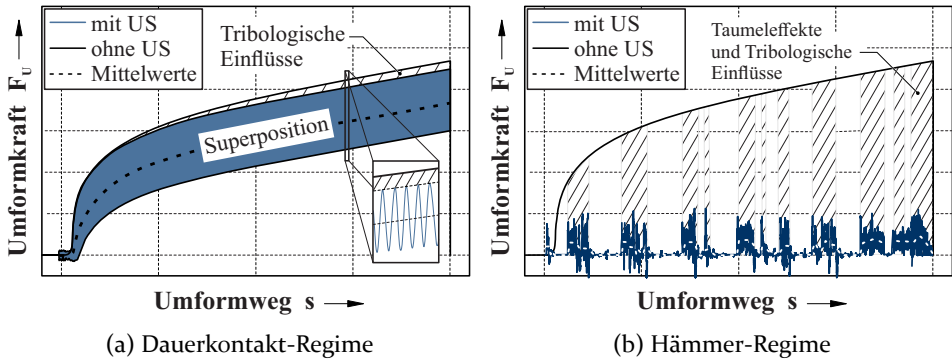


Bild 48: Schematische Darstellung und Erläuterung der Kraftreduzierung beim ultraschallüberlagerten Blindverstemmen für beide Prozessregime.

wenn die Maximalwerte des oszillierenden Kraftsignals dabei annähernd die konventionelle Kraft ohne Ultraschall temporär erreichen, ergibt sich mit Abstand zur Umformzone bereits eine erhebliche permanente Kraftreduktion infolge von Dämpfungserscheinungen. Mit zunehmendem Umformweg entsteht jedoch ein stetig steigender Abstand zwischen der konventionellen Umformkraft und den Maximalwerten der Kraftoszillation. Durch die entwickelte Übertragungsfunktion wird von einer sehr genauen Messung dynamischer Umformkräfte ausgegangen. Dezimierte dynamische Kräfte sind daher unwahrscheinlich und bieten keinen fundierten Erklärungsansatz für die Diskrepanz zwischen dynamischen Kraftspitzen und konventionellem Kraftverlauf. Vielmehr ist das entstehende Delta auf die gesenkte Oberflächenreibung unter Ultraschall zurückzuführen. Durch die Analyse des partiellen Reibungseinflusses kann durch die Ultraschallüberlagerung eine maximale Reduzierung des Reibungswinkels von $\Delta\alpha = 11^\circ$ erzielt werden. Abgeschätzt über die potentielle Kraftreduzierung aus der reibungslosen Prozesssimulation ergibt sich dabei eine Kraftreduzierung von 1,12 kN. Dies entspricht etwa 22 % der gesamten Kraftreduktion. Da tribologische Einflüsse mit fortschreitendem Prozess zunehmend an Bedeutung gewinnen, wird damit auch der stetig ansteigende Abstand zwischen konventionellem und ultraschallüberlagertem Kraftverlauf nachvollziehbar. Die Kraftreduzierung im *Dauerkontakt-Regime* wird somit maßgeblich auf dynamische sowie tribologische Einflüsse zurückgeführt.

Die wechselnden Kontaktbedingungen im *Hämmer-Regime* bedingt durch die erhöhte Erregeramplitude führen zu einem deutlich veränderten Prozess und damit auch zu veränderten Einflüssen der jeweiligen Effekte. Bild 48b zeigt hierzu schematisch die abgeschätzten Einflüsse der unterschiedlichen Effekte auf die Kraftreduzierung. Auch im *Hämmer-Regime* spielen thermi-

sche und werkstoffseitige Einflüsse keine signifikante Rolle bei der Erläuterung der Kraftreduzierung. Dynamische Einflüsse hingegen sind, analog dem *Dauerkontakt-Regime*, vor allem mit zunehmendem Abstand zur Umformzone von erheblicher Bedeutung. Auch hier kommt es trotz des stochastischen Kraftsignals zu einer Reduzierung der (mittleren) Prozesskraft um die Kraftamplitude. Mit einer maximalen Kraftamplitude von 3,9 kN können so ca. 18 % der Kraftreduzierung auf dynamische Kräfte zurückgeführt werden. Weiter bestätigen die geringen Reibungswinkel im *Hämmer-Regime* den Beitrag tribologischer Einflüsse auf die Kraftreduzierung. Auch wenn die Reibung nicht in vollem Umfang reduziert werden konnte, stellte sich abgeschätzt über den Reibungswinkel eine Reduzierung der Prozesskraft um etwa 1,4 kN ein, was ca. 6 % der gesamten Kraftreduktion ausmacht. Der dominierende Anteil zur Kraftreduzierung kommt allerdings aus der Taumbewegung des Umformstempels. Durch das leichte Verkappen des Umformstempels um bis zu 3° ist dieser nur teilweise mit dem Probenkörper im Eingriff und formt diesen lediglich partiell um. Die nötige Umformkraft ist bei identischer Fließspannung aufgrund der verringerten Umformfläche damit um bis zu 74 % reduziert. Die Kraftreduzierung im *Hämmer-Regime* wird somit auf dynamische Kräfte, auf die verringerte Oberflächenreibung sowie auf die Taumbewegung des Umformstempels zurückgeführt. Tabelle 5 fasst abschließend die jeweilige Ausprägung der ultraschallbedingten Einflüsse nochmals quantitativ zusammen.

Tabelle 5: Quantifizierung der Kraftreduzierung durch US beim Blinderstemmen.

	Konventionell (ohne US)	Dauerkontakt-Regime (A = 20 µm)	Hämmer-Regime (A = 45 µm)
Max. Umformkraft	24,8 kN	19,8 kN	2,6 kN
Kraftreduzierung	-	5 kN	22,2 kN
<i>Tribologischer Einfluss</i>	-	1,1 kN	1,4 kN
<i>Thermischer Einfluss</i>	-	-	-
<i>Werkstoffseitiger Einfluss</i>	-	-	-
<i>Dynamischer Einfluss</i>	-	3,9 kN	3,9 kN
<i>Taumbewegung</i>	-	-	16,9 kN

8 Ultraschallverstemmen

Die in Kapitel 7 vorgestellten Ergebnisse und optimierten Prozessparameter werden nun auf den eigentlichen Fügeprozess übertragen und deren Wirksamkeit bewertet. Dabei werden die Ergebnisse identifizierter Prozessregime anhand zweier repräsentativer Erregeramplituden untersucht. Hierzu wird exemplarisch das *Dauerkontakt-Regime* durch $A = 20 \mu\text{m}$ sowie das *Hämmer-Regime* durch $A = 45 \mu\text{m}$ abgebildet.

8.1 Indirekte Ultraschalleinleitung

Analog dem Vorgehen beim indirekten Blindverstemmen wird im Folgenden der ultraschallüberlagerte Verstemmprozess untersucht. Im Gegensatz zur Blindverstemmung erfolgt die Analyse des Prozesses nun inklusive des Einlegeteils. Bild 49 zeigt hierzu schematisch den ultraschallunterstützten Verstemmprozess unter indirekter Ultraschalleinleitung in drei Schritten.

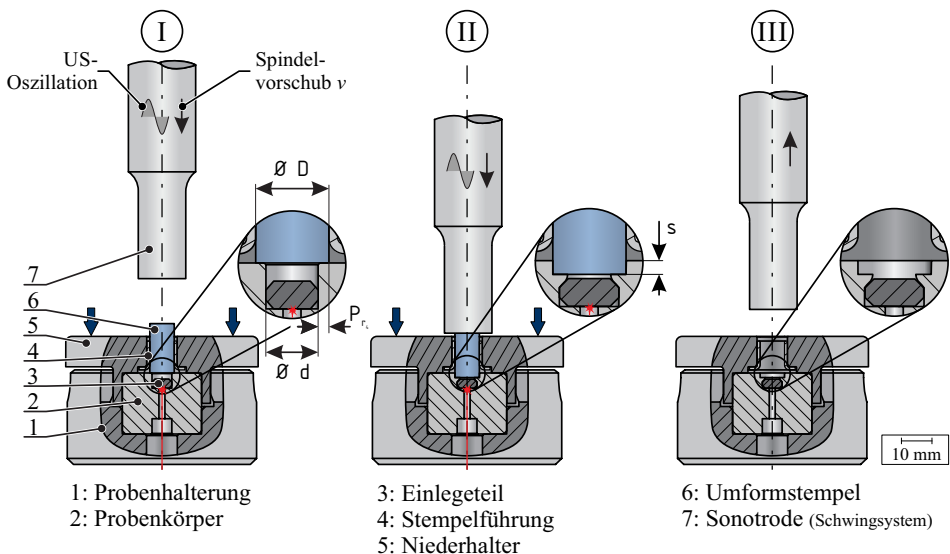


Bild 49: Schematische Darstellung der Prozesssequenz einer Verstemmung unter indirekter Ultraschalleinleitung in drei Prozessschritten.

Zu Prozessbeginn (Prozessschritt ①) wird das Einlegeteil von Hand in die zentrische Sacklochbohrung des Probenkörpers eingelegt. Inklusive Einlegeteil wird dann der Probenkörper in die Halterung eingespannt. Über den Niederhalter wird die vertikale Spannkraft (F_n) von 4 kN auf den Probenkörper aufgebracht, um eine definierte Position über den gesamten Prozess zu gewährleisten. Der über den Niederhalter zentrisch zur Sacklochbohrung ausgerichtete Umformstempel wird in die Führungsbuchse so eingelegt, dass er lose auf dem Probenkörper aufliegt. Im Prozess setzt die Sonotrode schwingend unter der Erregerfrequenz 15 kHz auf dem Stempel auf und drückt diesen in den Probenkörper, wie in Bild 49 ② abgebildet. Durch das kontinuierliche Eindringen des Werkzeugs in den Probenkörper wird der Werkstoff aufgrund des Prozessübermaßes ($P_{r_4} = 0,35 \text{ mm}$) radial verdrängt. Es kommt zur Ausbildung der sogenannten Verstemmwulst. Mit zunehmendem Verstemmweg (s) legt sich diese über das Einlegeteil und fasst es im Probenkörper ein. Ist der maximale Verstemmweg von $s = 1 \text{ mm}$ erreicht, wird die Oszillation der Sonotrode eingestellt und die Presse fährt in ihre Ausgangsstellung zurück (Prozessschritt ③). Einlegeteil und Probenkörper sind nun form- und kraftschlüssig miteinander verbunden. Der Umformstempel kann nun kraftlos entnommen werden. Im Gegensatz zum Blindverstemmen erfolgt die Bewegungsmessung via Laservibrometer auf die Unterseite des Einlegeteils und nicht wie zuvor auf die Stempelstirnseite.

Resultierende Kraft-Weg-Verläufe des Verstemmprozesses ohne und mit Ultraschall der Erregeramplituden $20 \mu\text{m}$ und $45 \mu\text{m}$ können Bild 50 entnommen werden. Die Reproduzierbarkeit der Maximalkräfte sowie deren Verlauf ist erneut durch $n = 10$ Wiederholversuche je Variante abgesichert. Zugunsten der Übersichtlichkeit wird auch hier lediglich ein exemplarischer Kraftverlauf abgebildet.

Die charakteristische Kraftkurve der Verstemmung ohne Ultraschall zeigt anfänglich einen identischen Verlauf zur Blindverstemmung. Der zunächst sehr steil verlaufenden Kraft folgt auch hier ein degressiver Verlauf, bis sich ein konstanter Trend im Kraftsignal einstellt. Sobald die Verstemmwulst beginnt am Einlegeteil anzuliegen, folgt ein zweiter charakteristischer Knick im Kraftverlauf (vgl. Bild 1b). Der nun wesentlich steilere Kraftanstieg hält bis zum Erreichen des maximalen Verstemmwegs an. Dieser zusätzliche Kraftanstieg ist einem veränderten Kraftfluss geschuldet. Durch das Anliegen der Verstemmwulst am Einlegeteil wird der Werkstofffluss gehemmt, sodass eine weitere Umformung der Wulst nahezu unterbunden wird. Die weiter steigende Prozesskraft wird daher nicht mehr in der Umformzone umgesetzt, sondern propagiert über das Einlegeteil, wie in Bild 51 dargestellt. Der dabei entstehende steile, lineare Kraftgradient kann somit auf eine elastische Auffederung des Versuchsstandes zurückgeführt werden. Am Ende des Prozesses

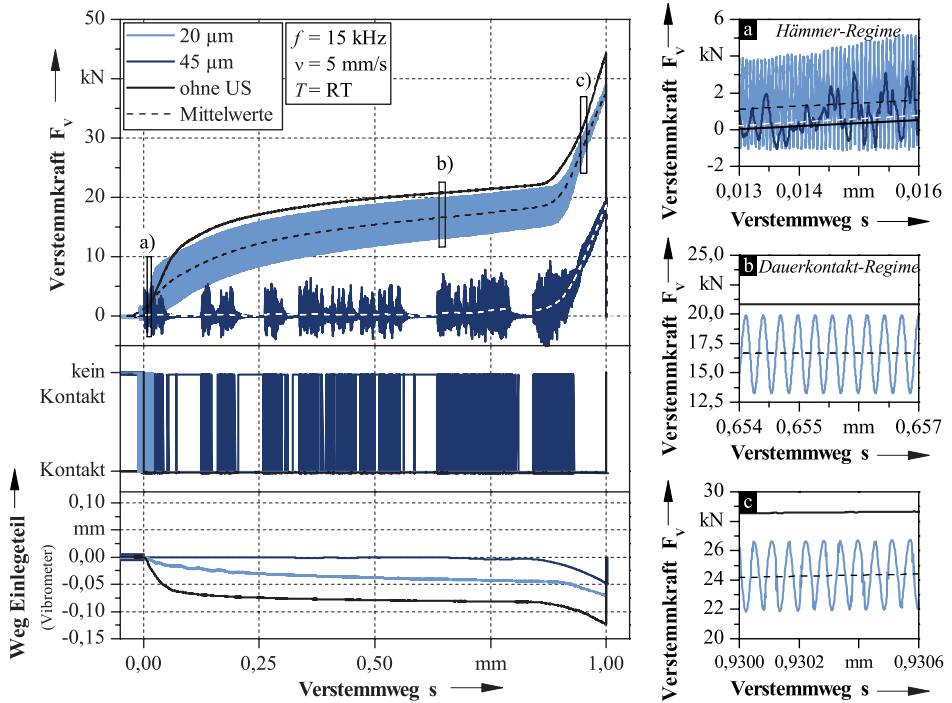


Bild 50: Vergleich von Kraft-, Kontakt- und Vibrometersignalen über dem Versteimmweg (s) unter indirekter Schalleinleitung mit und ohne Ultraschall bei 20 µm und 45 µm Amplitude.

wird eine maximale Versteimmkraft von $F_V = 44,3$ kN erreicht. Gleichzeitig mit dem anfänglichen Kraftanstieg wird ein Kontakt zwischen Schwingssystem und Probenkörper detektiert, der bis zum Ende des Prozesses anhält. Das synchron aufgetragene Vibrometersignal zeigt eine vom Kraftsignal abhängige vertikale Auslenkung des Einlegeteils. Abhängig vom Kraftgradienten wird das Einlegeteil dabei unterschiedlich schnell nach unten gedrückt. Durch die Entlastung am Ende des Prozesses gelangt das Einlegeteil wieder in seine Ausgangsposition.

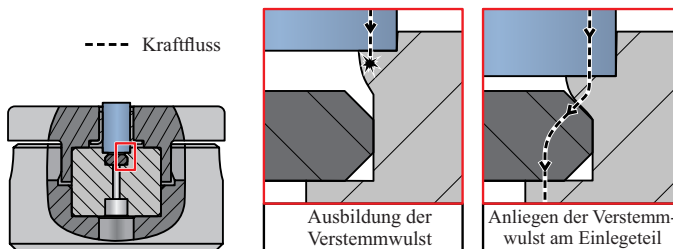


Bild 51: Kraftfluss beim Versteimmen vor und nach dem Anliegen der Versteimmulst.

Zusätzliche Untersuchungen via Laser-Vibrometer auf Grundplatte, Halterung und Probenunterseite detektieren im Prozess lediglich temporäre Bewegungen mit maximalen Ausschlägen unter $2\ \mu\text{m}$. Es wird daher von einem stillstehenden Probenkörper im Spannsystem ausgegangen. Der ultraschallüberlagerte Verstemmprozess unter $A = 20\ \mu\text{m}$ versetzt das Kraftsignal in Oszillation. Auch hier erscheint der harmonisch um den Mittelwert oszillierende Signalverlauf durch die hohe Abtastrate als dicker Strich im Kraft-Weg-Verlauf. Dem anfänglich unbeständigen Hämmern folgt, analog zum Blindverstemmen, eine harmonisch oszillierende Charakteristik. Der Kraftverlauf mittlerer Kräfte verläuft dabei grundsätzlich vergleichbar mit dem konventionellen Prozess, wobei auch hier ein Parallelversatz zu geringeren Kräften erkennbar ist. Die in Abschnitt 5.5 definierten maximalen Kräfte (F_{max}) reichen ebenfalls nicht bis an die konventionelle Kraft heran. Mit einer Kraftamplitude von etwa $4,4\ \text{kN}$ bleibt die Kraftoszillation annähernd konstant und verringert sich erst durch den zusätzlichen Kraftanstieg am Ende des Prozesses auf ca. $2\ \text{kN}$. Dieses Verhalten ist dem verringerten Rückfedervermögen der Wulst geschuldet, da diese nun am Einlegeteil anliegt. Auch hier kommt es mit dem Anliegen der Wulst am Einlegeteil zu dem veränderten Kraftfluss (siehe Bild 51), weshalb der weitere Kraftanstieg zu einer elastische Auffederung des Versuchsstandes führt. Ohne und mit Ultraschall sind Steigung und Höhe des Anstiegs daher vergleichbar. Die maximale mittlere Verstemmkraft von $F_V = 38,6\ \text{kN}$ wird am Ende des Prozesses erreicht. Auch das Kontaktsignal zeigt einen ähnlichen Verlauf wie beim Blindverstemmen und bestätigt damit das *Dauerkontakt-Regime* im ultraschallüberlagerten Verstemmprozess nach anfänglichem kurzen Hämmern. Das Einlegeteil zeigt im ultraschallüberlagerten Prozess ebenfalls eine kraftabhängige vertikale Bewegung des Einlegeteils analog dem Prozess ohne Ultraschall, allerdings mit merklich geringeren Auslenkungen. Der ultraschallüberlagerte Verstemmprozess im *Dauerkontakt-Regime* ist damit vergleichbar mit dem bereits diskutierten ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess.

Auch im *Hämmer-Regime* unter maximaler Erregeramplitude ($A = 45\ \mu\text{m}$) zeigt sich zunächst ein Prozessverlauf analog zum ultraschallüberlagerten Blindverstemmen. Hämmerphasen wechseln sich dabei mit kraftlosen Bereichen unter Kontaktverlust mehrfach ab. Sobald die Verstemmwalst am Einlegeteil anliegt, kommt es auch hier zu einem Kraftanstieg vergleichbar mit dem *Dauerkontakt-Regime*. Hier beginnt das Kraftsignal harmonisch zu oszillieren unter nahezu identischer Schwingweite wie im *Dauerkontakt-Regime*. Auch hier ist das Kraftdelta im hinteren Kraftanstieg mit $17,6\ \text{kN}$ aufgrund des veränderten Kraftflusses vergleichbar mit dem *Dauerkontakt-Regime*. Am Ende des Prozesses wird eine maximale mittlere Verstemmkraft von $F_V = 18\ \text{kN}$ erreicht. Das Kontaktsignal verifiziert hier nochmals die bekannten Prozessregime kurzer Hammerschläge gefolgt von Phasen des Kontakt-

verlustes. Wie im Kraftsignal, ändert sich hier ebenfalls das Kontaktverhalten beim Anliegen der Verstemmwulst am Einlegeteil, sodass es zum Dauerkontakt bis zum Ende des Prozesses kommt. Das Vibrometersignal des Einlegeteils zeigt innerhalb des *Hämmer-Regimes* lediglich Ausschläge im μm -Bereich, was zusätzlich die erhebliche Kraftreduktion zu Beginn des Prozesses verdeutlicht. Erst der Kraftanstieg zu Prozessende führt zu einer vertikalen Auslenkung des Einlegeteils um annähernd $0,05\text{ mm}$. Zusätzliche Aufnahmen mit der Hochgeschwindigkeitskamera bestätigen auch im *Hämmer-Regime* des Verstemmprozesses eine Taumelbewegung des Umformstempels. Sobald die Wulst am Einlegeteil anliegt, kommt es jedoch auch hier zu einer reinen vertikalen Bewegung des Umformstempels.

Die Gegenüberstellung von maximal gemessenen mittleren Kräften verdeutlicht nochmals die Kraftreduzierung durch Ultraschall beim Verstemmprozess (siehe Bild 52). Die Prozessstreuung innerhalb der zehn Wiederholversuche wird über Minimal- und Maximalwert im Fehlerbalken abgebildet. Eine Überlagerung des Verstemmprozesses mit Ultraschall führt im *Dauerkontakt-Regime* ($A = 20\ \mu\text{m}$) zu einer Kraftreduzierung von durchschnittlichen $5,7\text{ kN}$. Die Reduzierung der Kraft ist damit leicht höher als beim Blindverstemmen, befindet sich jedoch auf einem vergleichbaren Niveau. Der ultraschallüberlagerte Verstemmprozess zeigt im *Hämmer-Regime* ($A = 45\ \mu\text{m}$) durch die veränderte Prozessführung erneut eine wesentlich höhere Reduzierung der Prozesskraft um durchschnittliche $26,3\text{ kN}$. Analog dem Blindverstemmen besitzt daher auch der Verstemmprozess eine amplitudenabhängige Kraftreduzierung durch eine Ultraschallüberlagerung.

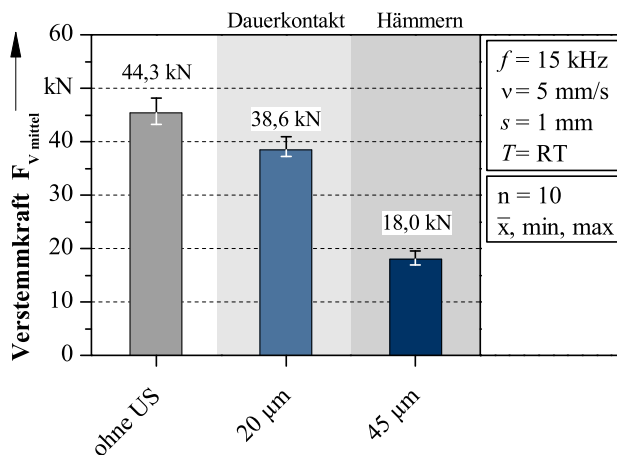


Bild 52: Vergleich der maximalen mittleren Verstemmkräfte.

Neben der Analyse aufgenommener Prozesssignale ist auch die geometrische Ausbildung der Verstemmwulst essentiell zur Qualifizierung des Verstemmprozesses. Aufgrund der Formgebung durch den entstehenden Hohlraum zwischen Einlegeteil und Probenkörper ist beim Verstemmen nur noch bedingt ein freies Fließen des Werkstoffs möglich. Die Ausprägung der Verstemmwulst ist daher ohne und mit Ultraschall nahezu identisch. Bild 53 stellt hierzu die aus Abschnitt 6.5 bekannten charakteristischen Messgrößen der Verstemmwulst quantitativ gegenüber. Anders als bei der Blindverstemmung liegen alle Messparameter unter Berücksichtigung der Streuung bei vergleichbaren Werten. Bei gleichem Verstemmweg (s) entsteht so bei vergleichbarer Verstemmwulstbreite (b) eine identische Verstemmwulsthöhe (h). Auch der Auslaufwinkel (β) wird maßgeblich von der Fase des Einlegeteils beeinflusst, weshalb auch hier einheitliche Werte gemessen werden. Durch die vergleichbare Ausbildung der Verstemmwulst, unabhängig von der Prozessführung, gewinnt das *Hämmer-Regime* zunehmend an Bedeutung, da nun unter maximaler Kraftreduktion eine gleichartige Wulstausbildung gewährleistet werden kann (siehe Bild 53).

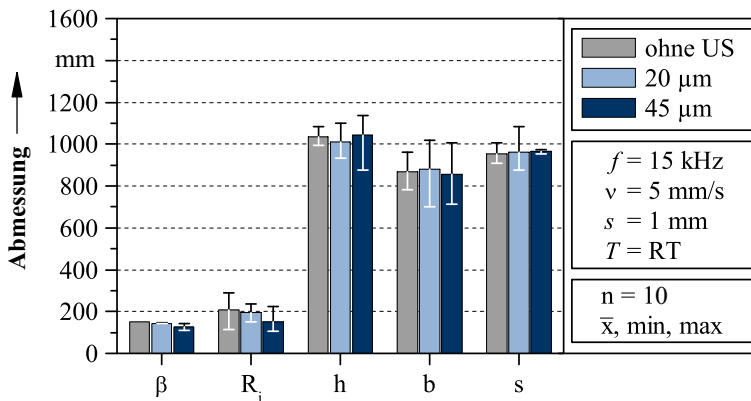
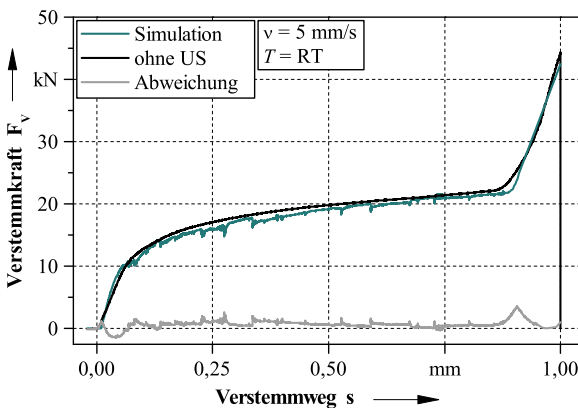


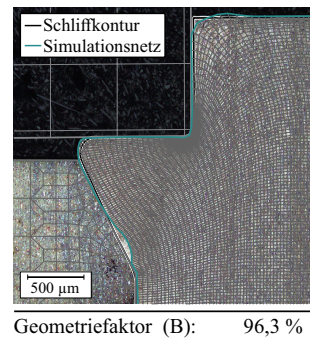
Bild 53: Vermessung von Probenschliffen ohne und mit US anhand der in Bild 16a dargestellten charakteristischen Größen.

Um im weiteren Verlauf der Arbeit gezielte Simulationen für ein tieferes Prozessverständnis durchführen zu können, wird nachfolgend die in Kapitel 6 validierte Prozesssimulation des Blindverstemmens auf den Verstemmprozess übertragen und abgeglichen. Sowohl über den Kraftverlauf als auch über die geometrische Ausbildung der Verstemmwulst werden in Bild 54 Simulation und Experiment gegenübergestellt. Die Charakteristik der simulierten Kraft gleicht der des Experiments. Maximale Abweichungen der simulierten Kraft zum Experiment werden mit 10,2 % im Bereich des Anliegens der Verstemmwulst am Einlegeteil erreicht. Am Ende des Prozesses unter-

schreitet die Maximalkraft der Simulation mit 1,4 kN das Experiment nur geringfügig (siehe Bild 54a). Auch im simulierten Kraftverlauf beim Verstemen kommt es teils zu temporären Kraftsprüngen. Neben numerischen Rundungsfehlern des expliziten Lösungsverfahrens werden diese Unstetigkeiten erneut auf die adaptive Vernetzung (ALE) zurückgeführt. Der geometrische Abgleich von simulierter Verstemmkontur und Schliffbild zeigt eine Übereinstimmung des Geometriefaktors von $B = 96,3\%$ (siehe Bild 54b). Während die Verstemmwulst mit dem Schliffbild nahezu konvergiert, kann ebenfalls beim Verstemmprozess an der Oberkante der Probe eine überproportionale Verrundung der simulierten Außenkontur erkannt werden. Auch diese Abweichung ist der adaptiven Netzformulierung geschuldet. Da sich im Folgenden der Fokus der Prozessanalyse auf die Verstemmwulst bezieht, spielen jedoch geringe Geometrieabweichungen am oberen Rand eine lediglich untergeordnete Rolle. Das Simulationsmodell ist damit für den Verstemmprozess ausreichend validiert und kann im weiteren Verlauf der Arbeit zur vergleichenden Auswertung herangezogen werden.



(a) Abgleich der Kraft-Weg-Verläufe



(b) Geometrischer Abgleich

Bild 54: Kraftvergleich (a) sowie geometrischer Vergleich (b) von Experiment und numerischer Prozesssimulation zur Validierung des Simulationsmodells.

Zusammenfassend decken sich die Ergebnisse des ultraschallüberlagerten Verstemmprozesses sehr deutlich mit dem bereits diskutierten ultraschallüberlagerten Blindverstemmprozess. Die vorgestellten Ergebnisse bestätigen auch im Verstemmprozess eine amplitudenabhängige Kraftreduktion durch eine Ultraschallüberlagerung. Auch die in Kapitel 7 definierten Prozessregime können im Verstemmprozess wiedergefunden werden. Kraft-, Weg- und Kontaktverlauf sind bis zum Anliegen der Verstemmwulst am Einlegeteil vergleichbar mit der Blindverstemmung und gehen dann in einen steilen Kraft-

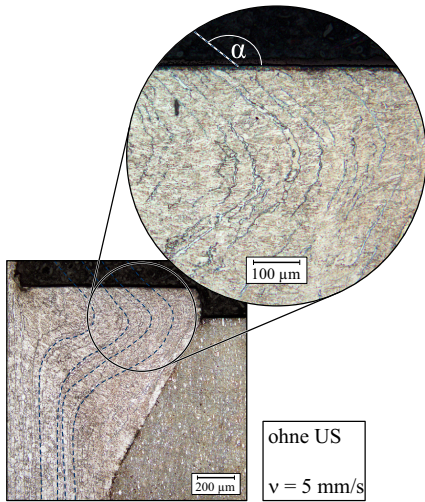
verlauf über. Dieser ist in einem veränderten Kraftfluss begründet und bildet aufgrund der gehemmten Ausbildung der Verstemmwulst durch das Anliegen am Einlegeteil hauptsächlich elastische Maschinenaufbiegungen ab. Die geometrische Ausbildung der Verstemmwulst ist, anders als beim Bildverstemmen, ohne und mit Ultraschall nahezu identisch. Dies ist auf die Formgebung durch den entstehenden Hohlraum zwischen Einlegeteil und Probenkörper zurückzuführen. Die Prozesssimulation bildet auch den konventionellen Verstemmprozess in Kraftverlauf und Umformgeometrie hinreichend genau ab, wenngleich die Übereinstimmung etwas geringer ist als beim Blindverstemmen. Die Hintergründe und Ursachen der reduzierten Verstemmkraft bleiben trotz klar charakterisierten Prozessverläufen offen. Die folgenden Kapitel dienen daher der tiefergehenden Analyse der Einflussfaktoren und Wirkmechanismen beim Ultraschallverstemmen auf Basis vorhergehender Erkenntnisse beim Blindverstemmen.

8.2 Untersuchung ultraschallbedingter Einflüsse

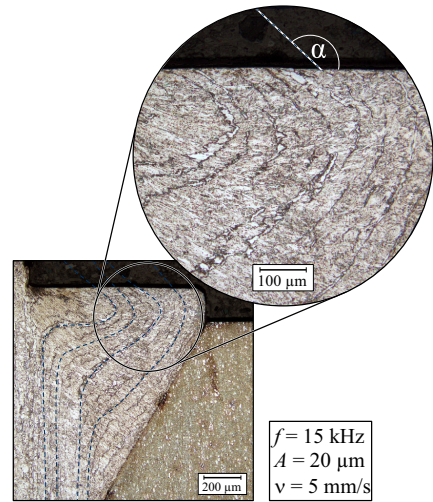
Analog zu Kapitel 7 wird im Folgenden die Wirksamkeit ultraschallbedingter Einflüsse auf die gemessene Kraftreduzierung untersucht. Entsprechend dem Vorgehen beim Blindverstemmprozess werden auch hier tribologische, thermische, werkstoffseitige und dynamische Aspekte getrennt voneinander betrachtet, um deren Wirksamkeit bewerten zu können.

8.2.1 Tribologischer Einfluss

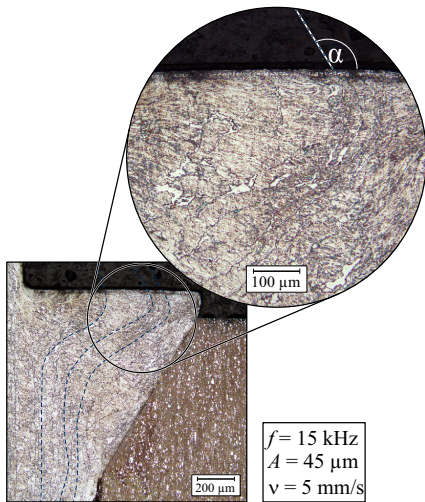
Auch beim Verstemmen wird die Kraftreduzierung durch eine verringerte Oberflächenreibung beim ultraschallüberlagerten Prozess untersucht. Aufgrund des verwendeten Einlegeteils ist das Fließverhalten beim Verstemmen im Vergleich zur Blindverstemmung jedoch leicht eingeschränkt, weshalb tribologische Einflüsse beim Verstemmprozess etwas geringer eingeschätzt werden. Im Folgenden wird daher auf den Einsatz reibungsreduzierender Maßnahmen wie Gleitlack, Teflonfolie oder Flüssigschmierstoff sowie auf eine simulative Betrachtung der Oberflächenreibung verzichtet. Die Untersuchung tribologischer Einflüsse beschränkt sich daher beim Verstemmen auf die in Abschnitt 7.3.1 validierte Methode zur Bestimmung des partiellen Reibungseinflusses über den Reibungswinkel (α). Hierzu zeigt Bild 55 jeweils ein exemplarisches Schlibbild mit gekennzeichnetem Reibungswinkel. Zusätzlich werden die gemessenen Ergebnisse je Variante in einem Diagramm gegenübergestellt.



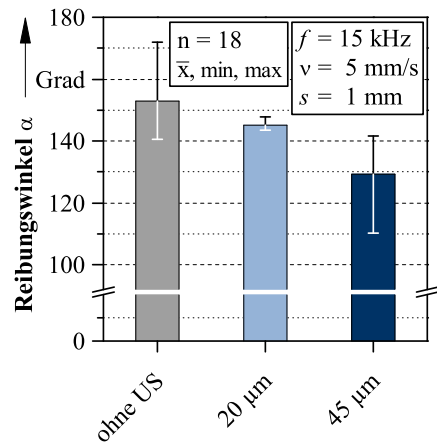
(a) konventionell, ohne US



(b) Dauerkontakt-Regime



(c) Hämmer-Regime



(d) Reibungswinkel (α)

Bild 55: Untersuchung des partiellen Reibungseinflusses über den Reibungswinkel (α) anhand geätzter Schlibfbilder im Verstemmprozesses ohne US (a), mit US bei $A = 20 \mu\text{m}$ (b) sowie $A = 45 \mu\text{m}$ (c), als auch die Gegenüberstellung von α (d).

Der hochlegierte Werkstoff des Einlegeteils ($\text{X}_{210}\text{CrW}_{12}$) hebt sich sowohl farblich als auch in seiner Gefügestruktur klar vom Werkstoff des Probenkörpers ab. Beide Fügepartner können daher im Schlibfbild klar voneinander un-

terschieden werden. Die einheitliche Ausbildung der Verstemmwulst, ohne und mit Ultraschall, ist qualitativ ebenfalls im Schlibbild ersichtlich, was die Ergebnisse aus Bild 53 nochmals bekräftigt. Das Ätzverfahren stellt auch hier die unterschiedlichen δ -Ferritbänder im Probekörper heraus, sodass der Reibungswinkel an der Oberfläche bestimmt werden kann. Der maximale Reibungswinkel wird im konventionellen Verstemmprozess (ohne Ultraschall) mit $\alpha = 155^\circ$ detektiert. Dies weist auf ein etwas dominanteres Reibverhalten als beim Blindverstemmen hin. Auch beim Verstemmprozess kommt es durch die Ultraschallüberlagerung zu einer Reduzierung der Oberflächenreibung, wie anhand des Reibungswinkels ersichtlich wird. Im *Dauerkontakt-Regime* ($A = 20 \mu\text{m}$) wird dabei ein Reibungswinkel von 145° , im *Hämmer-Regime* ($A = 45 \mu\text{m}$) ein Reibungswinkel von 130° gemessen. Auf die Verwendung einer Hilfstangente kann dieses mal im *Hämmer-Regime* aufgrund der einheitlichen Ausbildung der Verstemmwulst verzichtet werden. Das Balkendiagramm in Bild 55d fasst die Ergebnisse der gemessenen Reibungswinkel anhand einer Stückzahl von jeweils $n = 18$ nochmals zusammen. Die Ergebnisstreuung ist im Diagramm durch minimal und maximal ermittelte Reibungswinkel im Fehlerbalken kenntlich gemacht. Hintergrund der teils erheblichen Streuung ist sowohl die unregelmäßige Verteilung der δ -Ferritbänder im Werkstoff als auch die relativ große Messunsicherheit von $\pm 10^\circ$ bei der optischen Bestimmung des Reibungswinkels. Mit steigender Amplitude lässt sich auch im Verstemmprozess eine klare Reibungsreduzierung durch Ultraschall anhand der α -Werte nachweisen. Auch im Verstemmprozess kann keine vollständige Eliminierung tribologischer Effekte durch eine Ultraschallüberlagerung erreicht werden. Dies wird anhand der α -Werte $> 90^\circ$ ersichtlich. Vielmehr liegen die Reibungswinkel beim Verstemmen durchschnittlich etwa 20° über den Ergebnissen der Blindverstemmung und deuten so auf eine generell höhere Oberflächenreibung hin. Dies ist auf die begrenzende Formgebung durch das Einlegeteil und die damit verbundene gehemmte Ausbildung der Verstemmwulst zurückzuführen. Dennoch ergeben sich sowohl beim Blind- als auch beim Verstemmprozess vergleichbare Trends der Reibungsreduktion durch Ultraschall.

Zusammenfassend lässt sich eine reduzierte Oberflächenreibung durch die Ultraschallüberlagerung auch beim Verstemmprozess nachweisen. Generell fallen dabei die Reibkräfte etwas höher als beim Blindverstemmen aus. Dies wird auf den teilweise eingeschränkten Werkstofffluss durch das Einlegeteil zurückgeführt. Mit steigender Erregeramplitude kommt es auch hier zu einer größeren Verringerung der Oberflächenreibung, was über den definierten Reibungswinkel nachgewiesen wurde. Die gemessenen Reibungseinflüsse beim Verstemmen sind jedoch noch weit von einem reibungsfreien Prozess entfernt. Die Auswirkungen einer reduzierten Oberflächenreibung auf die Prozesskraft sind daher als gering einzuschätzen. Die gemessene Kraftredu-

zierung durch Ultraschall kann daher lediglich in Kombination mit anderen Effekten durch einen tribologischen Einfluss begründet werden.

8.2.2 Thermischer Einfluss

Auch thermische Effekte werden entsprechend dem Blindverstemmprozess analysiert, um eine Kraftreduzierung durch eine mögliche lokale Warmumformung durch Ultraschall zu untersuchen. Durch die Verwendung des Einlegeteils beschränken sich jedoch die Positionen für Temperaturmessungen auf die Probenoberfläche. Somit kommen im Folgenden lediglich die Thermolemente ④ bis ⑥ zum Einsatz (siehe Bild 56b). Da ein ähnlicher Temperaturbereich wie beim Blindverstemmen erwartet wird, kommen hier ebenfalls Thermolemente vom Typ-T zum Einsatz. Die Temperaturverläufe beim Verstemmen ohne und mit Ultraschall werden in Bild 56 anhand jeweils einer repräsentativen Kurve je Variante über der Zeit dargestellt.

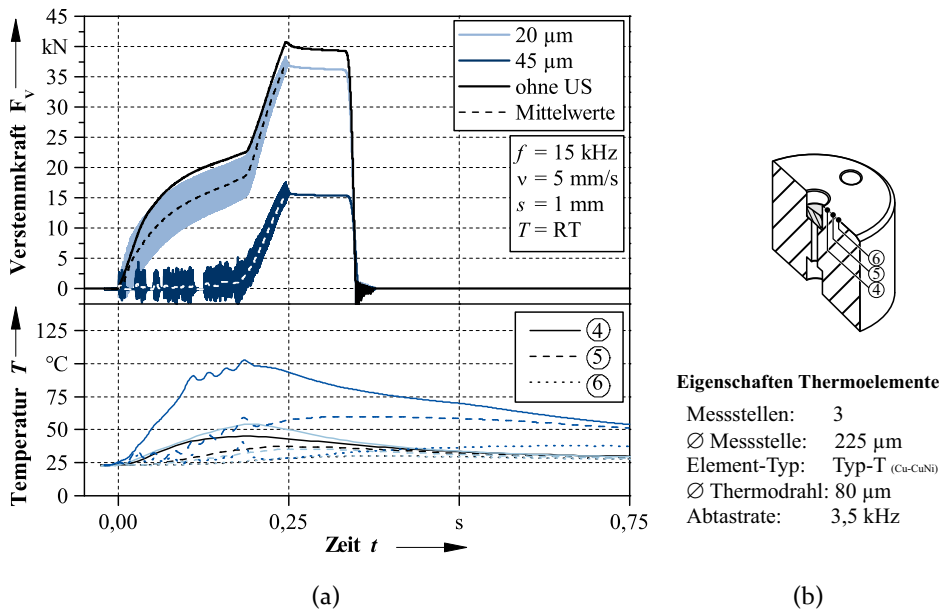


Bild 56: Untersuchung des Temperatureinflusses beim ultraschallüberlagerten Verstemmen durch drei punktuelle Thermolementmessungen Typ-T.

Im Kraftsignal des Verstemmprozesses wird erneut beim Erreichen der maximalen Verstemmtiefe von $s = 1$ mm die Haltezeit von 100 ms anhand der horizontal verlaufenden Kräfte ersichtlich. Auch das gedämpfte Ausschwingverhalten der ultraschallüberlagerten Prozesse durch die Abschaltung des Ultraschallschwingsystems wird in der Darstellung über der Zeit deutlich. Die

experimentell erfassten sehr lokale Prozesstemperaturen steigen zeitgleich mit dem Kraftverlauf an und bilden einen ähnlichen Verlauf wie beim Blindverstemmen ab. Die Maximaltemperaturen werden kurz vor dem Anliegen der Verstemmwulst am Einlegeteil und somit vor dem ersichtlichen Kraftknick erreicht. Im weiteren Verlauf des Prozesses sinken die Temperaturen dann langsam bis auf RT ab. Beim Vergleich der unterschiedlichen Messpunkte einer Variante wird auch hier die hohe Ortsabhängigkeit durch stark abweichende Maximaltemperaturen ersichtlich. Die höchsten Temperaturen werden mit geringstem Abstand zur Umformzone an Thermoelement ④ detektiert. Wie auch zuvor beim Blindverstemmen analysiert, nehmen die gemessenen Temperaturen mit steigendem Abstand zur Umformzone ab. Die Temperaturverläufe im *Dauerkontakt-Regime* bei $A = 20 \mu\text{m}$ gleichen denen des konventionellen Prozesses (ohne Ultraschall). Auch die Maximaltemperaturen sind mit gemessenen 52°C nahezu identisch. Das *Hämmer-Regime* mit $A = 45 \mu\text{m}$ hingegen zeigt auch beim Verstemmprozess einen wesentlich größeren Temperaturanstieg. Hier ergibt sich aus den zehn Wiederholversuchen eine durchschnittliche Maximaltemperatur von 102°C . Generell liegen damit die gemessenen Prozesstemperaturen im Verstemmprozess etwa 30 K unter den Temperaturen beim Blindverstemmen. Dies wird auf die veränderte Wärmeleitung durch das Einlegeteil zurückgeführt. Durch das Anliegen der Verstemmwulst am Einlegeteil kann die im Umformvolumen erzeugte Wärme rasch abgeführt werden, wodurch sich geringere Temperaturen an den Messstellen ergeben. Aufgrund der geringen Temperaturen, welche sich weit weg von der Rekristallisationstemperatur des Werkstoffs befinden, scheint ein thermischer Einfluss noch unwahrscheinlicher als zuvor beim Blindverstemmen. Eine lokale Warmumformung durch eine Ultraschallüberlagerung wird daher ausgeschlossen. Auf die simulative Bestimmung der Kerntemperatur in der Verstemmwulst sowie auf die Analyse des Vorschubeinflusses analog des Blindverstemmens wird daher verzichtet.

Zusammenfassend können Prozesstemperaturen auch beim schwingungsüberlagerten Verstemmen präzise erfasst werden, wodurch der Temperaturverlauf über der Zeit hochaufgelöst abgebildet werden kann. Durch die Verwendung dreier Thermoelemente an der Probenoberfläche zeigt sich auch beim Verstemmprozess das sehr lokale Temperaturfeld, welches mit zunehmendem Abstand zur Verstemmwulst stark abkühlt. Die Temperaturverläufe gleichen grundsätzlich dem Blindverstemmprozess, fallen aber in Summe ca. 30 K geringer aus. Dies wird auf die veränderte Wärmeleitung infolge des verwendeten Einlegeteils zurückgeführt. Während im *Dauerkontakt-Regime* die Prozesstemperaturen annähernd deckungsgleich zum konventionellen Prozess verlaufen, stellen sich im *Hämmer-Regime* erhöhte Temperaturen ein. Dennoch befinden sich selbst diese Temperaturen mit maximal 102°C noch weit entfernt von der Rekristallisationstemperatur, was eine Kraftreduzie-

rung infolge einer lokalen Warmumformung ausschließt. Die nachgewiesene Kraftreduzierung durch Ultraschall kann beim Verstemmen daher ebenfalls nicht durch thermische Einflüsse erläutert werden.

8.2.3 Werkstoffseitiger Einfluss

Um eine mögliche Versetzungsbegünstigung durch Ultraschall zu qualifizieren und damit die gemessene Kraftreduzierung zu erläutern, wird auch beim Verstemmprozess die Werkstoffhärte untersucht. Durchführung und Auswertung der vorgestellten Ergebnisse halten sich an die in Abschnitt 7.3.3 vorgestellte Methodik zur Analyse der Werkstoffhärte. Die Resultate der Mikrohärt-Skans sind durch jeweils fünf Wiederholversuche abgesichert und können Bild 57 für jede Variante einzeln entnommen werden.

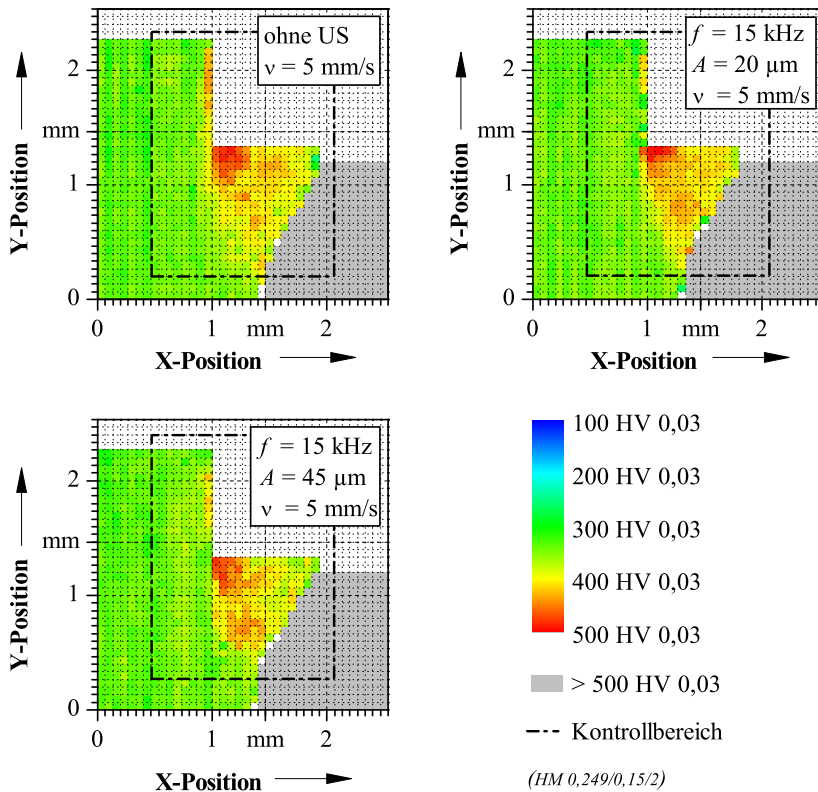


Bild 57: Vergleich der Verfestigung innerhalb der Verstemmwulst ohne und mit US unter $f = 15$ kHz bei den Erregeramplituden $20 \mu\text{m}$ und $45 \mu\text{m}$.

Das Einlegeteil weist mit durchschnittlichen 860 HV eine wesentlich höhere Werkstoffhärte als der Probenwerkstoff auf. Das Einbettmittel hingegen besitzt mit maximalen 76 HV erheblich geringere Härtewerte. Für die Analyse des Verfestigungsverhaltens ist lediglich die umgeformte Verstemmwulst des Probenkörpers von Bedeutung. Zu Gunsten der Übersichtlichkeit werden in den Mikrohärtmessungen daher Werkstoffhärten über 500 HV (Einlegeteil) in der Darstellung grau sowie unter 100 HV (Einbettmittel) weiß dargestellt. Um Randeffekte bei der Härtmessung der eingebetteten Probe zu berücksichtigen, wird der jeweils letzte Härteeindruck im Werkstoff nicht mit in die Beurteilung einbezogen. Bild 57 zeigt erneut die klare Übereinstimmung der geometrischen Ausbildung der Verstemmwulst aller Varianten. Analog dem Blindverstemmen sind auch hier erhöhte Härtewerte in der Verstemmwulst ersichtlich. Umliegende Bereiche besitzen selbst nach dem Prozess noch die Härte des Grundwerkstoffs von ca. 350 HV. Der Bereich der maximalen Werkstoffhärte im konventionellen Verstemmprozess (ohne Ultraschall) befindet sich mit 539 HV an der oberen linken Ringkante der Verstemmwulst. Weiter streckt sich ebenfalls ein Band erhöhter Werkstoffhärte schräg nach unten zum Einlegeteil. Die Aufhärtung des Werkstoffs geht radial in Richtung Probenmitte leicht zurück, sodass an der Wulstspitze nahezu keine Härtesteigerung detektiert wird. Sowohl die Härteverteilung als auch die Maximalwerte in der Verstemmwulst stimmen damit sehr gut mit dem konventionellen Blindverstemmprozess aus Abschnitt 7.3.3 überein.

Im Vergleich zum konventionellen Verstemmprozess zeigen die Härtmessungen mit Ultraschallüberlagerung nur marginale Unterschiede sowohl in ihren Härtewerten als auch in ihren Verläufen. Die erfassten Härtescans des *Dauerkontakt*- wie auch des *Hämmer-Regimes* sind mit der Härteverteilung des konventionellen Verstemmprozesses also nahezu identisch. Die erreichten Maximalwerte von 526 HV im *Dauerkontakt*- sowie 553 HV im *Hämmer-Regime* sind unter der Berücksichtigung der Messstreuung ebenfalls gleichzusetzen mit dem konventionellen Prozess. Weder ein veränderter Werkstofffluss durch eine modifizierte Ausbildung der Verstemmwulst, noch eine geringere Werkstoffhärte lassen auf eine schwingungsbedingte Versetzungsbegünstigung gemäß dem *BLAHA-EFFEKT* schließen. Ein ultraschallbedingter Einfluss auf das Fließverhalten des Werkstoffs sowie eine Begünstigung von Versetzungen sind somit auch beim Verstemmprozess nicht belegbar. Um dies nochmals zu verdeutlichen, fasst Bild 58 die durchschnittliche Härte der Verstemmwulst ohne und mit Ultraschall im Balkendiagramm nochmals quantitativ zusammen. Hierbei wird jeweils das arithmetische Mittel über die im Kontrollbereich in Bild 57 liegenden Härtewerte gebildet. Zur Abbildung der Ergebnisstreuung wird dabei jeweils über die fünf Wiederholversuche je Variante gemittelt, sodass in Summe 7220 Härteeindrücke in die Bewertung eingehen. Auch hier wird deutlich, dass die gemittelten Härte-

werte ohne und mit Ultraschall im Rahmen der Messgenauigkeit vergleichbar sind. Werkstoffseitige Einflüsse, die zu einer Begünstigung von Versetzungen infolge der Ultraschallüberlagerung führen, werden daher ausgeschlossen.

Zusammenfassend bilden die erzeugten Härtescans die Werkstoffhärte und gleichfalls die Verstemmgeometrie sehr deutlich und in hoher Auflösung ab. Die Härteverläufe sind dabei grundsätzlich vergleichbar mit dem Blindverstemmprozess, liegen jedoch bei geringfügig höheren Werten. Ohne und mit Ultraschall zeigt sich in den erzeugten Konturdiagrammen weder im *Dauerkontakt-Regime* noch im *Hämmer-Regime* eine veränderte Härteverteilung. Auch in der Betrachtung der Ergebnisse im Balkendiagramm ergeben sich ohne und mit Ultraschall vergleichbare Härtewerte. Eine Reduzierung der Verstemmkraft durch eine begünstigte Versetzungsbewegung infolge des Ultraschalls ist daher unwahrscheinlich. Werkstoffseitige Ultraschalleinflüsse können somit auch beim Verstemmen nicht nachgewiesen werden.

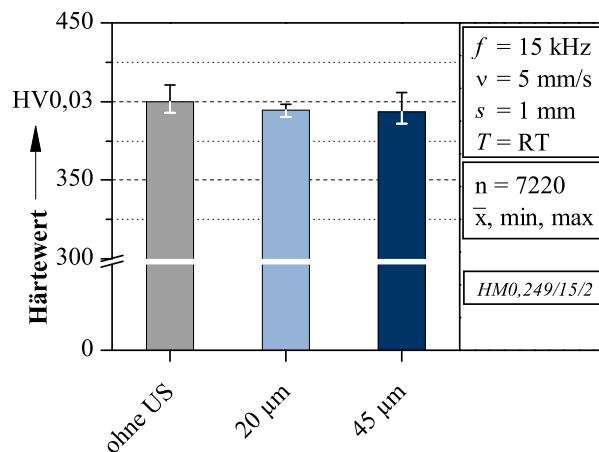


Bild 58: Experimenteller Vergleich der Werkstoffhärte in der Umformzone.

8.2.4 Dynamischer Einfluss

Die auf das Superpositionsprinzip zurückzuführende Kraftreduktion durch dynamische Einflüsse wird analog zu Abschnitt 7.3.4 untersucht. Vorhergehende Untersuchungen beim Blindverstemmen zeigten, dass dynamische Einflüsse maßgebend für die temporäre Kraftreduzierung durch Ultraschall in der Umformzone sind. Mit zunehmendem Abstand zur Schwingungseinkleitung stellte sich außerdem eine permanente Reduzierung der Umformkraft ein, sodass die Belastung des Probenkörpers außerhalb der Umformzone dauerhaft reduziert werden konnte. Im Folgenden wird daher die Über-

tragbarkeit der vielversprechenden Ergebnisse via FE-Simulation überprüft. Abschließend wird die gemessene Kraftreduzierung nochmals experimentell validiert, mit dem Ziel, eine permanente Kraftreduzierung nachzuweisen.

Die simulierten Kraftverläufe vom konventionellen Prozess ohne Ultraschall sowie der ultraschallüberlagerte Prozess bei $A = 20 \mu\text{m}$ sind in Bild 59 über dem Verstemmweg abgebildet. Die Modellierung des Ultraschalls erfolgt in der Simulation analog dem Blindverstemmen, rein über eine oszillierende Geschwindigkeitsrandbedingung, die der Sonotrode aufgeprägt wird. Sonstige Parameter der Simulation, wie Reibzahl, Wärmeleitkoeffizienten, Wärmeübertragungskoeffizienten, Taylor-Quinney Koeffizient oder Werkstoffparameter bleiben unverändert, um den reinen dynamischen Einfluss isoliert bewerten zu können.

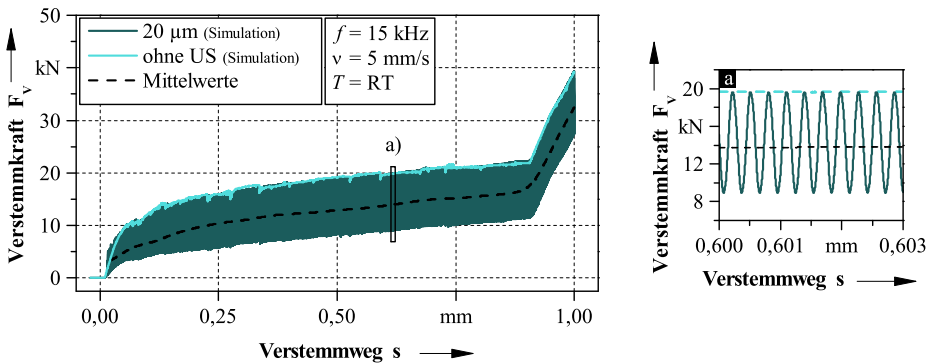


Bild 59: Kontaktkraft der Verstemmversuche über dem Verstemmweg aus FE-Simulation ohne und mit US ($f_{Err} = 15 \text{ kHz}$; $A = 20 \mu\text{m}$).

Die schwingende Sonotrode versetzt das Kraftsignal in eine harmonische 15 kHz-Oszillation. Hierbei reichen die Kraftspitzen einer Periode jeweils bis an die konventionelle Verstemmkraft heran, wie Bild 59a zeigt. Die Kraftamplitude der Simulation ist mit etwa 5,4 kN etwas höher als im Experiment, was auf die lediglich linear approximierte Maschinensteifigkeit sowie auf die angenommenen Kontaktsteifigkeiten zurückgeführt wird. Auch im schwingungsüberlagerten Kraftverlauf wird das Anliegen der Verstemmwulst am Einlegeteil durch den Kraftknick bei etwa 0,9 mm deutlich. Der Abgleich der Verstemmkonturen zwischen Schliffprobe und Simulation zeigt bei einem Geometriefaktor von $B = 96,1 \%$ eine sehr hohe Übereinstimmung.

Der simulierte Kraftverlauf bestätigt somit auch beim Verstemmen infolge der Schwingungsüberlagerung eine Reduzierung der mittleren Kräfte um die Kraftamplitude (F_{Amp}) gemäß dem Superpositionsprinzip. Diese Kraftreduzierung stellt auch hier den Großteil der ultraschallbedingten Kraftreduktion

dar. Damit äußern sich auch im Verstemmprozess die dynamischen Einflüsse als der maßgebende Faktor zur Reduzierung der Prozesskraft. In der Simulation reichen jedoch die Maximalwerte des oszillierenden Kraftverlaufs (F_{max}) nach wie vor bis an die konventionelle Umformkraft (ohne Ultraschall) heran. Somit wird auch beim Verstemmprozess in der Umformzone lediglich temporär die Prozesskraft gesenkt. Aus Abschnitt 7.3.4 ist bekannt, dass mit steigendem Abstand zur Schwingungseinleitung dynamische Kraftanteile zunehmend verringert werden, sodass zusätzlich eine permanente Kraftreduzierung entsteht. Um dies auch am Verstemmprozess nachzuweisen, wird erneut die zusätzlich verbaute Kraftmessdose in der Spindeltraverse (*Achskraft*) ausgewertet (siehe Bild 6o). Komplementäre Kraft-Weg-Verläufe von beiden Kraftmessungen werden dabei sowohl für das *Dauerkontakt-Regime* als auch für das *Hämmer-Regime* abgebildet.

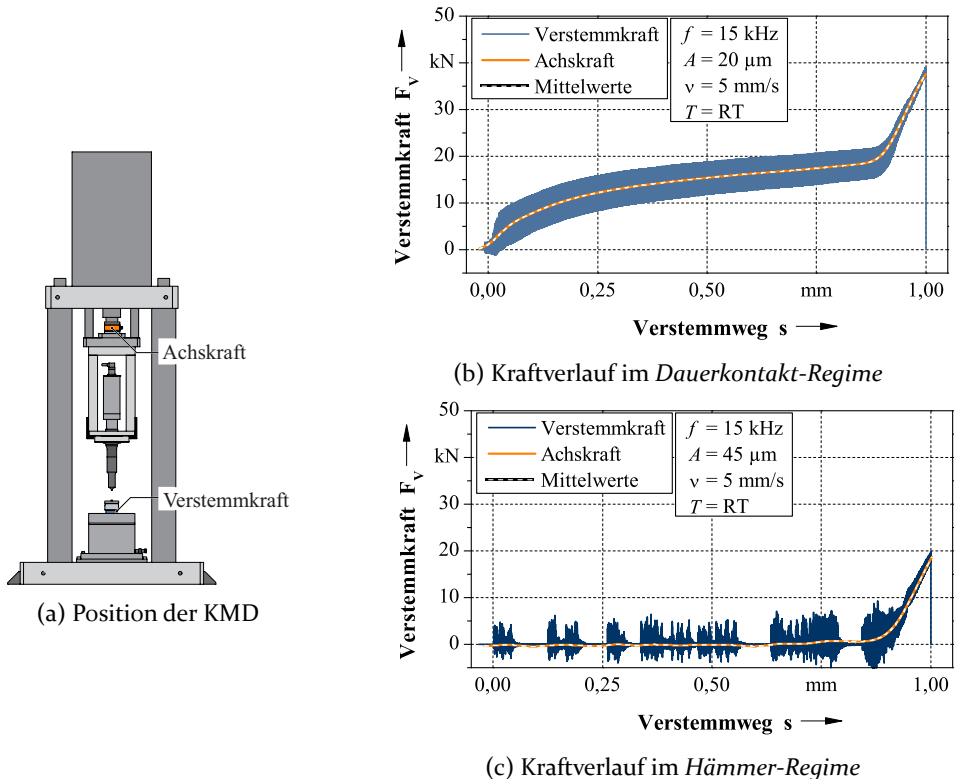


Bild 6o: Vergleich dynamischer Kräfte zweier Kraftaufnehmer unterschiedlicher Positionen.

Unabhängig vom Prozess-Regime fallen die mittleren Verstemmkräfte mit der synchron aufgenommenen Achskraft zusammen. Trotz der hohen Abtastrate von 500 kHz ist auch hier weder im *Dauerkontakt*- noch im *Hämmer-Regime* eine Oszillation in der zusätzlichen Kraftmessung erkennbar. Die Achskraft zeigt damit eine permanente Reduzierung der Prozesskraft um die jeweilige Kraftamplitude. Damit bestätigt sich der beim Blindverstemmen identifizierte Mechanismus einer dauerhaften Kraftreduzierung durch dynamischer Einflüsse auch am Verstemmprozess. Dynamische Kräfte unterliegen somit auch beim Verstemmprozess einer gewissen Abstandsfunktion. Im vorliegenden Prozessaufbau muss die Spindelpresse somit lediglich die mittlere Verstemmkraft (F_{mittel}) aufbringen, während die zusätzlich benötigte Prozesskraft aus dem Ultraschallschwingsystem stammt. Die Verwendung eines Schwingsystems zeigt damit großes Potential einer Miniaturisierung des Pressenaufbaus. Trotz der geforderten hohen Kraft in der Umformzone könnte durch eine Ultraschallüberlagerung künftig eine geringer dimensionierte Presse in Kombination mit einem Schwingsystem zum Einsatz kommen.

Dennoch bleibt ungeklärt, wie sich die Abstandsfunktion der permanenten Kraftreduzierung im Detail verhält. Neben einer geringeren Dimensionierung des Pressenaufbaus könnten permanente Kraftreduzierungen bereits innerhalb des Probenkörpers zu zusätzlichen Vorteilen führen. Simulationsgestützte Untersuchungen beim Blindverstemmprozess zeigen bereits in Abschnitt 7.3.4, dass es an der Unterseite des Probenkörpers zu einer signifikanten permanenten Kraftreduzierung kommt. Der experimentelle Nachweis hierzu steht jedoch bislang noch aus. Eine zusätzliche Kraftmessung an der Probenunterseite gestaltet sich im Experiment aufgrund der erheblichen Ansprüche an die Erfassung der dynamischen Kräfte äußerst komplex (vgl. Abschnitt 5.5). Daher wird von weiteren Kraftmessungen abgesehen. Um dennoch eine permanente Kraftreduzierung am Probenkörper infolge einer Ultraschallüberlagerung zu validieren, werden Versuche mit speziell manipulierten Probenkörpern unternommen. Hierzu wird dem verwendeten Probenkörper eine spezielle Struktur aufgeprägt, welche sich bei vorgegebener Belastung plastisch deformiert. Je nach Veränderung der Struktur können dann Rückschlüsse auf die maximal angelegene Prozesskraft gezogen werden und die Kraftreduktion nachgewiesen werden.

Die entstehende Struktur zeichnet sich durch vier konische, symmetrisch angeordnete Segmente (Kraftfüße) aus, wie sie in Bild 61 dargestellt sind. Der Probenkörper besitzt dabei trotz der erheblich reduzierten Oberfläche eine ausreichende Auflagefläche, um nicht zu verkippen. Durch die unveränderte Probenhöhe können die Versuchsteile wie zuvor über den Niederhalter in der Halterung gespannt werden. Die via FE-Simulation ausgelegte Struktur

beginnt sich ab einer axialen Kraft von $F_v > 15 \text{ kN}$ plastisch zu deformieren. Geringere Kräfte führen zu keiner bleibenden Verformung der Struktur. Um nun rückwirkend die maximal angelegene Prozesskraft ermitteln zu können, werden die Kraftfüße innerhalb von Stichversuchen an einer konventionellen Zug-/ Druckprüfmaschine maximal gestaucht. Durch die damit gewonnene Korrelation zwischen Kraftsignal und Höhe der Kraftfüße kann jeder beliebigen Stauchhöhe eine definierte Kraft zugewiesen werden. Damit kann im Nachgang an einen ultraschallüberlagerten Verstemmversuch die maximal angelegene Prozesskraft über die verbleibende Höhe der Kraftfüße nachgewiesen werden.

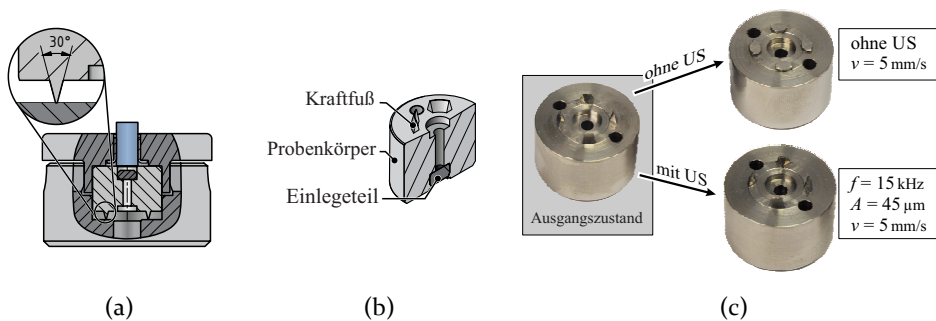


Bild 61: Darstellung des modifizierten Probenkörpers mit Kraftmessfüßen zur Validierung der permanenten Kraftreduzierung am Probenkörper.

Um die Methode für den Nachweis der maximalen Prozesskraft zu validieren, wird der modifizierte Probenkörper zunächst konventionell (ohne Ultraschall) verstemmt. Hierbei kommt es zu einer Stauchung der Kraftfüße um bis zu 1,8 mm, wie in Bild 61c (*oben*) ersichtlich. Aufgrund der Deformation der Kraftfüße muss also eine Prozesskraft weit über 15 kN angelegt haben. Aus vorhergehenden Versuchen, beispielsweise aus Abschnitt 8.1, ist bereits bekannt, dass die maximale Prozesskraft im konventionellen Verstemmversuch bei etwa 44 kN und damit weit über 15 kN liegt (vgl. Bild 50). Die Stauchung der Kraftfüße ist damit schlüssig und validiert so die Methode zum Nachweis der maximalen Prozesskraft über die Deformation der Kraftfüße. Beim ultraschallüberlagerten Verstemmen des modifizierten Probenkörpers im *Hämmer-Regime* ($A = 45 \mu\text{m}$) kommt es dagegen, wie in Bild 61c (*unten*) zu sehen, zu keiner messbaren Deformation der Kraftmessfüße. Dennoch ist auch hier das Einlegeeteil form- und kraftschlüssig mit dem Probenkörper verbunden. Die Belastung des Probenkörpers an der Unterseite muss daher wesentlich geringer als zuvor beim konventionellen Verstemmen (ohne Ultraschall) ausgefallen sein. Am unteren Ende des Probenkörpers kann damit eine permanente Kraftreduzierung durch dynamische Einflüsse nachgewie-

sen werden. Die temporär vorhandenen Kraftspitzen im oszillierenden Kraftverlauf wirken somit lediglich sehr lokal in der Umformzone. Der Großteil des Probenkörpers jedoch wird nur mit der mittleren Prozesskraft (F_{mittel}) belastet. Diese experimentellen Ergebnisse weisen somit klar eine permanente Kraftreduzierung am Verstemmprozess durch eine Ultraschallüberlagerung nach und identifizieren dynamische Einflüsse gleichzeitig als den maßgebenden Faktor zur Reduzierung der Prozesskraft. Dies birgt das Potential einer vorteilhafteren Auslegung zukünftiger Verstemmgeometrien. Aufgrund der permanent reduzierten Bauteilbelastung im Großteil des Probenkörpers könnten so beispielsweise Abstände zwischen Füge- und Funktionsgruppen minimiert und dadurch eine erhöhte Werkstoffausnutzung erreicht werden. Zudem könnte der Einsatz des Verstemmverfahrens auf Bauteile erweitert werden, welche der konventionellen Belastung nicht standhalten können.

Zusammenfassend zeigen dynamische Effekte einen erheblichen Einfluss auf die Reduzierung der Prozesskraft beim ultraschallüberlagerten Verstemmen. Sowohl in der Simulation als auch im Experiment kann eine temporäre Reduzierung der Prozesskraft in der Umformzone über den Superpositionseffekt nachgewiesen werden. Hierbei kommt es durch die Kraftoszillation infolge des Ultraschalls zu einer Reduzierung der Verstemmkraft im zeitlichen Mittel, wobei die Kraftspitzen des oszillierenden Kraftverlaufes annähernd bis an die konventionelle Verstemmkraft (ohne Ultraschall) reichen. Die Höhe der Kraftreduzierung hängt folglich in hohem Maße von der Kraftamplitude und damit von der Erregeramplitude (A) des Ultraschallschwingensystems ab. Neben dem Superpositionseffekt und der damit verbundenen temporären Kraftreduzierung in der Umformzone konnte zusätzlich eine permanente Reduzierung der Prozesskraft nachgewiesen werden. Speziell manipulierte Probenkörper wurden hierzu verstemmt, welche ohne und mit Ultraschall unterschiedlich deformiert wurden und damit den Nachweis für eine Kraftreduzierung erbrachten. Es wird davon ausgegangen, dass dynamische Kräfte durch Struktur- und Materialdämpfung mit zunehmendem Abstand zur Umformzone abgeschwächt werden. Außerhalb der Umformzone sind damit lediglich noch quasi-statische Kräfte (F_{mittel}) vorhanden. Wie die experimentellen Untersuchungen anhand der modifizierten Probenkörper zeigen, reichen hierfür bereits Abstände im Bereich 20 mm aus, um eine merkliche permanente Kraftreduzierung zu erreichen. Die maximal erreichbare Reduzierung der Prozesskraft kann somit höchstens der dynamischen Kraftamplitude entsprechen. Die gemessene Kraftreduzierung infolge der Ultraschallüberlagerung ist jedoch größer, als die maximale Kraftamplitude. Auch wenn die Dynamik den dominantesten Einfluss auf zur Reduzierung der Prozesskraft unter Ultraschall besitzt, kann folglich auch sie die Kraftreduzierung nicht in vollem Umfang erläutern.

8.3 Bewertung ultraschallbedingter Einflüsse

Der Verstemmprozess gleicht im Signalverlauf stark dem Blindverstemmprozess aus Kapitel 7. Abhängig von der Erregeramplitude stellten sich auch hier die bereits bekannten Prozessregime ein. Einzig am Ende des Prozesses, beim Anliegen der Verstemmwulst am Einlegeteil, kommt es zu einem zusätzlichen Kraftanstieg, der bis zum Ende des Prozesses anhält. Der hintere Kraftanstieg besitzt jedoch nur marginalen Einfluss auf den eigentlichen Fügeprozess, weshalb die beiden Prozesse als vergleichbar angesehen werden. Die Übertragung der gewonnenen Erkenntnisse vom Blindverstemmen auf den eigentlichen Verstemmprozess ist somit valide.

1. Dauerkontakt-Regime Eine Ultraschallüberlagerung des Prozesses der Frequenz 15 kHz führte auch hier bei geringen Amplituden ($A \leq 20 \mu\text{m}$) zu einer harmonischen Oszillation im Kraftverlauf. Analog zum Blindverstemmen stellte sich dabei eine klare amplitudenabhängige Kraftreduktion ein. Unter permanentem Kontakt zwischen Umformstempel und Probenkörper zeigte sich erneut ein Parallelversatz des Kraftverlaufs zu geringeren Verstemmkräften gegenüber dem konventionellen Prozess (ohne Ultraschall). Hierbei konnten Kraftreduzierungen der mittleren Kräfte von bis zu 7 kN erzielt werden. Die Kraftoszillation (F_{Amp}) blieb dabei bis zum Anliegen der Verstemmwulst am Einlegeteil konstant. Der veränderte Kraftfluss nach dem Anliegen der Verstemmwulst führte zu einem veränderten Schwingverhalten, was sich in Form einer reduzierten Kraftoszillation zeigte.

2. Hämmer-Regime Höhere Amplituden ($A = 45 \mu\text{m}$) führten auch im Verstemmprozess zu einem stark veränderten Prozessverlauf, wobei Reduzierungen der Prozesskraft von durchschnittlichen 26,3 kN erreicht werden konnten. Hier wechselten sich Phasen unter raschen Hammerschlägen mit Phasen des Kontaktverlustes ab. Ein Voreilen des Umformstempels im Prozess konnte, wie zuvor beim Blindverstemmen, anhand von Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen nachgewiesen werden. Dies erläutert den *Kontaktverlust* zwischen Umformstempel und Probenkörper. Sobald der umgeformte Werkstoff am Einlegeteil anlag, kam es bis zum Ende des Prozesses zu einer harmonischen Kraftoszillation unter Dauerkontakt, vergleichbar mit dem *Dauerkontakt-Regime*.

Um die Ursache der Kraftreduktion auch beim Verstemmprozess aufzuklären, wurden analog dem Blindverstemmen, tribologische, thermische, werkstoffseitige und dynamische Einflüsse separat betrachtet.

Tribologischer Einfluss Über den definierten Reibungswinkel konnte im geätzten Schlibbild der Einfluss von Ultraschall auf die Oberflächenreibung im Verstemmprozess quantifiziert werden. Hierbei wiesen experimentelle Untersuchungen unter Ultraschall durchweg geringere Reibungswinkel als beim konventionellen Verstemmen (ohne Ultraschall) auf. Eine Reduzierung der Oberflächenreibung durch eine Ultraschallüberlagerung ist damit erwiesen. Dennoch konnte die Oberflächenreibung nicht komplett negiert werden. Im *Dauerkontakt-Regime* unter der Amplitude $A = 20 \mu\text{m}$ führte die verringerte Oberflächenreibung zu einer Reduzierung der Verstemmkraft um bis zu 1,3 kN. Unter $A = 45 \mu\text{m}$ im *Hämmer-Regime* stellte sich rein durch die verringerte Reibung eine Reduzierung der Verstemmkraft um annähernd 1,5 kN ein. Zusammenfassend konnten tribologisch optimierte Verhältnisse am ultraschallüberlagerten Verstemmprozess somit abgebildet werden, erklären jedoch nur zu einem geringen Anteil die experimentell ermittelte Kraftreduzierung infolge einer Schwingungsüberlagerung.

Thermischer Einfluss Prozesstemperaturen beim schwingungsüberlagerten Verstemmen wurden mittels drei Thermoelementen experimentell gemessen, um eine lokale Warmumformung beim Verstemmen zu untersuchen. Die thermische Charakterisierung des Prozesses mittels einer örtlich und zeitlich hoch aufgelösten Erfassung der Oberflächentemperaturen zeigte analog zum Blindverstemmen lediglich eine geringe Probenerwärmung. Unter einem vergleichbaren Temperaturverlauf wie beim konventionellen Verstemmen (ohne Ultraschall) wurden im *Dauerkontakt-Regime* Maximaltemperaturen von $52 \text{ }^\circ\text{C}$ gemessen. Die sehr lokale Probenerwärmung führte mit zunehmendem Abstand zur Verstemmwulst zu noch geringeren Temperaturverläufen. So konnte ab einem Abstand von 1,5 mm keine Temperaturerhöhung mehr erfasst werden. Das *Hämmer-Regime* führte mit dem veränderten Prozessverlauf zu erhöhten Prozesstemperaturen von bis zu $102 \text{ }^\circ\text{C}$. Generell fallen somit die gemessenen Prozesstemperaturen beim Verstemmen noch geringer als beim Blindverstemmen aus (vgl. Abschnitt 7.3.2), was auf die veränderten thermischen Randbedingungen durch das verwendete Einlegeteil zurückgeführt wird. Damit sind auch beim Verstemmprozess die gemessenen Oberflächentemperaturen weit entfernt von der Rekristallisationstemperatur, weshalb eine lokale Warmumformung beim Verstemmprozess ausgeschlossen wird.

Werkstoffseitiger Einfluss Eine mögliche ultraschallbedingte Versetzungsbegünstigung sowie ein geändertes Fließverhalten des Werkstoffs wurde anhand von Probenschliffen untersucht. Die Vermessung der Verstemmkonturen in Probenschliffen zeigte eine geometrisch identische Ausbildung der Wulstgeometrie ohne und mit Ultraschall. Ein verändertes Fließverhalten des Werkstoffs unter Ultraschall ist damit unwahrscheinlich. Zudem wur-

de eine Begünstigung von Versetzungen im Werkstoff infolge des Ultraschalls anhand der Werkstoffverfestigung untersucht. Härtemessungen der Proben-schliffe konnten dabei die Verfestigung des Werkstoffs in umformnahen Bereichen qualitativ und quantitativ auflösen. Grundsätzlich glichen dabei die Härteverläufe denen des Blindverstemmprozess aus Abschnitt 7.3.3. Lediglich die Härtewerte waren geringfügig höher als beim Blindverstemmen, was auf die begrenzende Formgebung durch das Einlegeteil und die damit verbundene gehemmte Ausbildung der Verstemmwulst sowie die höheren Prozesskräfte zurückgeführt wurde. Ein signifikanter Unterschied der Werkstoffhärte ohne und mit Ultraschall konnte jedoch nicht identifiziert werden. Die Reduzierung der Umformkraft infolge einer begünstigten Versetzungsbewegung ist daher unwahrscheinlich. Ein werkstoffseitiger Ultraschalleinfluss kann damit nicht nachgewiesen werden und dient damit nicht als Erklärungsansatz für die Kraftreduzierung durch Ultraschall.

Dynamischer Einfluss Durch die Verwendung hochfrequenter Messtechnik beim ultraschallüberlagerten Verstemmen sollte die Kraftreduzierung durch dynamische Einflüsse untersucht werden. Durch die Auflösung einzelner Schwingspiele im Kraft- und Wegsignal konnte der kraftreduzierende Einfluss durch den Superpositionseffekt, wie auch schon zuvor beim Blindverstemmen, nachgewiesen werden. Da die Kraftspitzen des oszillierenden Kraftverlaufs annähernd bis an die konventionelle Prozesskraft (ohne Ultraschall) reichten, konnte im zeitlichen Mittel eine Kraftreduzierung um die Kraftamplitude (F_{Amp}) realisiert werden. FE-Simulationen bestärkten dabei den experimentell ermittelten Einfluss der Superposition dynamischer und statischer Kräfte. Aufgrund der Material- und Strukturdämpfung verringern sich dynamische Kraftanteile mit zunehmendem Abstand zur Schwingungseinleitung. Die Oszillation im Kraftverlauf nimmt daher außerhalb der Verstemmzone rasch ab, wobei quasi-statische, mittlere Kräfte unverändert bleiben. Wie bereits beim Blindverstemmen in Abschnitt 7.3.4 diskutiert, ergibt sich dadurch in unmittelbarer Entfernung zur Umformzone eine zusätzliche permanente Kraftreduzierung. Der Nachweis hierfür erfolgte zunächst über eine zusätzliche Kraftmessungen in der Spindeltraverse, wobei die Dezimierung oszillierender Kräfte (F_{Osz}) mit Abstand zur Umformzone bestätigt wurde. Zusätzlich konnte über manipulierte Probenkörper, anhand speziell entwickelter Kraftfüße, eine geringere Prozesskraft an der Unterseite des Probenkörpers nachgewiesen werden. Dynamische Einflüsse sind damit maßgebend für die Reduzierung der Prozesskräfte verantwortlich. Dennoch können auch sie die Reduzierung der Prozesskraft nicht in vollem Umfang erläutern.

Die Kraftreduzierung setzt sich beim ultraschallüberlagerten Verstemmen aus einer Kombination mehrerer Einflüsse zusammen. Um die Ausprägung der beschriebenen Einflüsse auf die Kraftreduzierung in der Umformzone einschätzen zu können, zeigt Bild 62 jeweils eine schematische Kraftkurve für das *Dauerkontakt-* sowie für das *Hämmer-Regime*.

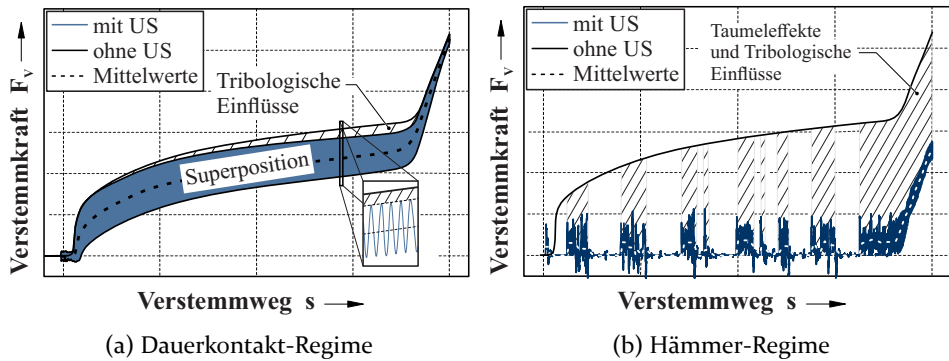


Bild 62: Schematische Darstellung und Erläuterung der Kraftreduzierung beim ultraschallüberlagerten Verstemmen für beide Prozessregime.

Die Kraftreduzierung beim ultraschallüberlagerten Verstemmprozess wird abhängig vom Prozessregime auf unterschiedliche Einflüsse zurückgeführt. Im *Dauerkontakt-Regime* ($A \leq 20 \mu\text{m}$) ist der dominierende Effekt der Kraftreduktion auf die Superposition von dynamischer und quasi-statischer Kraft zurückzuführen (siehe Bild 62a). Mit einer maximalen Kraftamplitude von 4,4 kN unter $A = 20 \mu\text{m}$ kann dabei rein durch den Superpositionseffekt bereits 77 % der Kraftreduktion erläutert werden. Der Rest der Kraftreduzierung wird auf tribologische Einflüsse zurückgeführt. Hierfür dient die Reduzierung des Reibungswinkels um $\Delta\alpha = 10^\circ$ als Nachweis für die reduzierten Oberflächenreibung. Abgeschätzt über die potentielle Kraftreduzierung aus der reibungslosen Prozesssimulation ergibt sich eine Kraftreduzierung von etwa 1,3 kN. Damit beschreiben tribologische Einflüsse im *Dauerkontakt-Regime* bis zu 23 % der gesamten Kraftreduzierung durch Ultraschall. Da tribologische Einflüsse mit fortschreitender Ausbildung der Verstemmwulst zunehmend an Bedeutung gewinnen, wird damit auch der kontinuierlich ansteigende Abstand zwischen konventionellem und ultraschallüberlagertem Kraftverlauf klar. Die Kraftreduktion im *Dauerkontakt-Regime* wird somit maßgeblich auf dynamische und tribologische Einflüsse zurückgeführt.

Der geänderte Prozessverlauf im *Hämmer-Regime* führte zu veränderten Einflüssen der jeweiligen Effekte. Thermische sowie werkstoffseitige Einflüsse spielen auch im *Hämmer-Regime* eine untergeordnete Rolle bei der Erläuterung der Kraftreduzierung. Die gemessene Kraftamplitude von 4,7 kN bestätigt jedoch auch hier den Beitrag dynamischer Einflüsse. Trotz des stochastischen Kraftsignals kommt es so zu einer Reduzierung der (mittleren) Prozesskraft, was etwa 18 % der gesamten Kraftreduktion entspricht. Auch tribologische Einflüsse lassen sich durch einen verringerten Reibungswinkels um $\Delta\alpha = 25^\circ$ bestätigen. Auch wenn die Oberflächenreibung nicht in vollem Umfang reduziert werden konnte, stellt sie mit einer Reduzierung der Prozesskraft um knapp 1,5 kN etwa 5 % der gesamten Kraftreduktion dar. Der dominierende Anteil zur Kraftreduzierung kommt allerdings im *Hämmer-Regime* aus der Taumelbewegung des Umformstempels. Die leichte Verkipfung des Umformstempels um bis zu $2,5^\circ$ führt zu einem lediglich partiellen Eingriff des Umformstempels im Probenkörper und damit zu einer Kraftreduzierung von 20,1 kN ($\approx 77\%$). In Summe wird die Kraftreduzierung im *Hämmer-Regime* daher maßgeblich auf die Taumelbewegung des Umformstempels, auf dynamische Einflüsse sowie auf die verringerte Oberflächenreibung analog dem Blindverstemmen, zurückgeführt. Abschließend sind die ultraschallbedingten Einflüsse nochmals quantifizierend in Tabelle 6 gegenübergestellt.

Tabelle 6: Quantifizierung der Kraftreduzierung durch US beim Verstemmprozess.

	Konventionell (ohne US)	Dauerkontakt-Regime ($A = 20 \mu\text{m}$)	Hämmer-Regime ($A = 45 \mu\text{m}$)
Max. Umformkraft	44,3 kN	38,6 kN	18,0 kN
Kraftreduzierung	-	5,7 kN	26,3 kN
<i>Tribologischer Einfluss</i>	-	1,3 kN	1,5 kN
<i>Thermischer Einfluss</i>	-	-	-
<i>Werkstoffseitiger Einfluss</i>	-	-	-
<i>Dynamischer Einfluss</i>	-	4,4 kN	4,7 kN
<i>Taumelbewegung</i>	-	-	20,1 kN

8.4 Verbindungsfestigkeit

Die nachgewiesene Reduzierung der Fügekraft beim ultraschallüberlagerten Verstemmen wird erst bei vergleichbarer Verbindungsfestigkeit bedeutsam. Bisherige Ergebnisse zeigten bereits, dass sich das Werkstofffließverhalten und damit die Ausbildung der Verstemmwalst ohne und mit Ultraschall vergleichbar verhält. Dennoch steht ein Nachweis für eine vergleichbare Verbindungsfestigkeit bisher noch aus. Im Folgenden werden daher sowohl Dicht-

heitsprüfungen als auch statische Auspressversuche unternommen, um eine umfassende Aussage über die Festigkeit der Verstemmverbindungen ohne und mit Ultraschall zu erhalten und damit die Relevanz der reduzierten Verstemmkraft zu qualifizieren.

8.4.1 Dichtheitsprüfung

Die als dichte Verbindung ausgelegte Verstemmung wird über die Hydraulikflüssigkeit (*Safebrake 14 M [DOT 4]*) mit Druck beaufschlagt, um die Dichtheit der Verbindung zu qualifizieren. Kommt es während der Prüfung zum Versagen der Fügeverbindung, beispielsweise durch Rissbildung oder dem Heraustrennen des Einlegeteils, so wird der Berstdruck¹⁴ ermittelt. Ein Versagen der Baugruppe wird aufgrund der geringsten Belastbarkeit direkt an der Fügestelle durch ein Abscheren der Wulst erwartet. Unter einem Druckgradienten (g) von 100 bar/s wird die Verstemmverbindung bis zu einem Maximaldruck von 2000 bar belastet. Dabei wird die Leckagemenge sowie ein Druckabfall detektiert, wodurch ein Versagen der Verbindung erkannt wird. Bild 63b zeigt hierzu den Versuchsaufbau der Dichtheitsprüfung. Der verstemmte Probenkörper wird über ein Gewinde an einen Druckstutzen der Druckprüfmaschine angeschlossen und durch eine Kopfdichtung fluiddicht verbunden. Die schlaggesicherte Versuchszelle fängt dabei die sich lösenden Einzelteile auf. Je Variante werden jeweils zehn Wiederholversuche durchgeführt, um eine belegbare Aussage über die Dichtheit der Verbindung zu generieren. Bild 63a zeigt den Auspressdruck (p_A) der aufgebauten Fügeverbindungen ohne und mit Ultraschall über der Zeit (t).

Zu Versuchsbeginn wird der Probenkörper zunächst mit der Hydraulikflüssigkeit geflutet, weshalb das Druckniveau zu Beginn nicht merklich ansteigt. Daraufhin folgt ein konstanter Anstieg des Auspressdrucks und damit eine stetig ansteigende Belastung der Fügeverbindung bis zum Erreichen des Maximaldrucks. Innerhalb jeder getesteten Variante ist die Streuung der Ergebnisse vernachlässigbar klein. Die Ergebnisse unterliegen somit einer hohen Reproduzierbarkeit. Wie im Diagramm erkennbar, besitzen alle Varianten nahezu identische Druckkurven. Druckabfälle, wie sie durch ein Versagen der Fügeverbindung hervorgerufen werden sind nicht erkennbar. Sämtliche verstemmten Verbindungen ohne und mit Ultraschall können daher bis zum Maximaldruck der Maschine belastet werden, ohne dass ein Versagen der Verbindung auftritt. Alle Fügeverbindungen sind somit unabhängig von der Ultraschallüberlagerung bis zu einem Druck von 2000 bar fluiddicht.

¹⁴ Qualitätsmerkmal zur Beschreibung des maximalen Versagensdrucks [128].

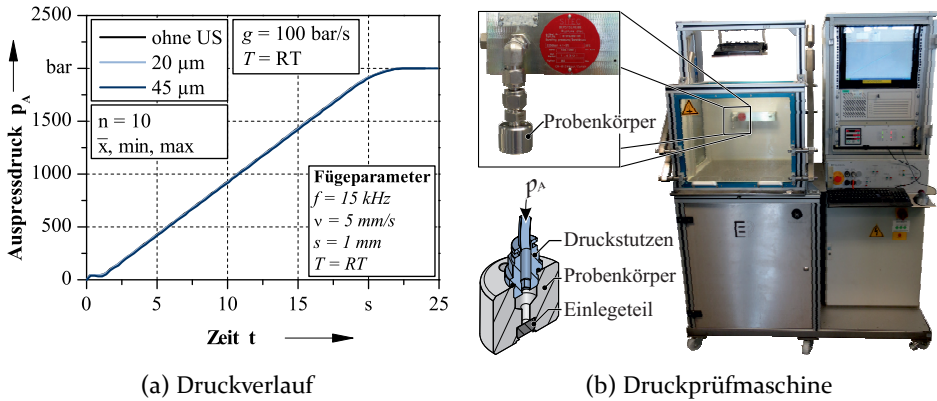


Bild 63: Druckverläufe der Dichtheitsprüfung von Verstemmverbindungen (a) sowie der Maschinen- und Probenaufbau (b).

Ohne ein Versagen der Fügeverbindung kann kein Unterschied zwischen konventionellen und ultraschallüberlagerten Fügeverbindungen festgestellt werden. Eine Steigerung der Belastung durch die Erhöhung des Maximaldrucks der Anlage ist maschinenbedingt nicht umsetzbar, sodass keine zerstörende Dichtheitsprüfung provoziert werden kann. Um ein Versagen der Fügeverbindung herbeizuführen, muss daher die Auspresskraft (F_A) auf andere Weise erhöht werden. Zunächst wird hierzu die äquivalente Auspresskraft infolge des Maximaldrucks gemäß Gleichung 9 berechnet. Mit dem maximalen Auspressdruck von $p_A = 2000 \text{ bar}$ ergibt sich dabei über die wirkende Kreisfläche mit dem Berstdurchmesser $d_B = 3,1 \text{ mm}$ die Auspresskraft $F_A = 1,51 \text{ kN}$.

$$F_A = p_A \cdot \underbrace{\frac{1}{4} \pi \cdot d_B^2}_{\text{Kreisfläche}} \quad (9)$$

Trotz des hohen Auspressdrucks kommt es in der Dichtheitsprüfung aufgrund des geringen Berstdurchmessers somit zu keiner sonderlich hohen axialen Auspresskraft, was das Ausbleiben der zerstörenden Prüfung erklärt. Im Folgenden wird daher die axiale Belastung der Fügeverbindung innerhalb statischer Auspressversuche weiter erhöht, um neben der Dichtheit auch ein Versagen der Fügeverbindung zu qualifizieren.

8.4.2 Statische Auspresskraft

Um eine klare Aussage der mechanischen Belastbarkeit der Fügeverbindung zu erhalten, werden die Verbindungen durch statische Auspressversuche bis

zum Versagen der Fügestelle belastet. Hierzu werden die verstemmten Bauteile in einer konventionellen Zug-/ Druckprüfmaschine eingespannt. Über ein Auspresswerkzeug wird dann das Einlegeteil mechanisch aus der Verbindung getrennt und der Kraftverlauf dokumentiert. Zur Vermeidung eines Ausknickens des in Bild 64a dargestellten Werkzeugs wird ein gesonderter Auswerferstift nach DIN 1530 [129] aus gehärtetem Werkzeugstahl mit geschliffenem Kugelkopf verwendet. Der Durchmesser des Auspresswerkzeugs ist dabei mit 3 mm maximal, die Länge des Werkzeugs möglichst gering gewählt. Unter konstantem Vorschub von $v = 2,5 \text{ mm/s}$ werden dann die Verstemmverbindungen jeder Variante bis zum Versagen belastet. Bild 64 zeigt hierzu die Kraft-Weg-Verläufe der statischen Auspressversuche aller drei Varianten. Die Ergebnisse der Versuche werden auch hier über die Stückzahl $n = 10$ abgesichert. Das Versagen einer Verbindung ist im Diagramm jeweils durch ein Kreuz gekennzeichnet.

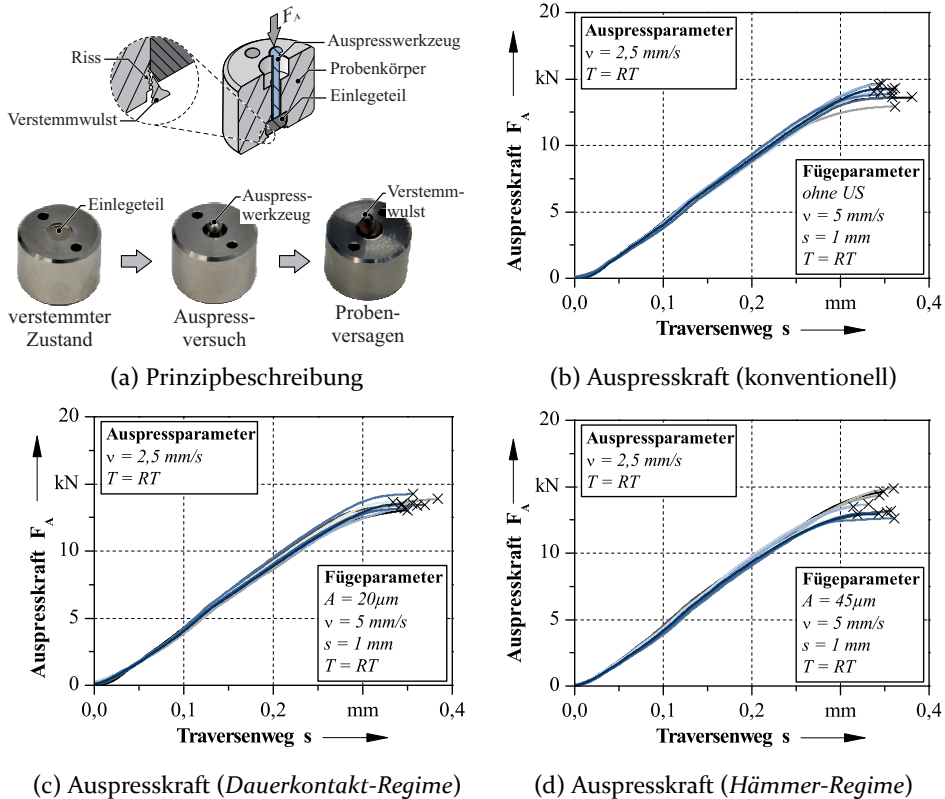


Bild 64: Darstellung des Auspressprinzips inklusive Versagensbeschreibung (a) sowie die Kraftverläufe der Auspresskraft ohne US (b), mit US bei $A = 20 \mu\text{m}$ (c) und $A = 45 \mu\text{m}$ (d).

Die Diagramme (Bild 64b-Bild 64d) bilden jeweils eine konstant ansteigende Kraft mit einem anschließenden degressiven Verlauf bis zum Versagen der jeweiligen Fügestelle ab. Beim Bruch der Verbindung kommt es dabei zu einer instantanen Kraftabsenkung. Neben dem vergleichbaren Kraftverlauf unterscheiden sich auch die Auspresskräfte ohne und mit Ultraschall nur geringfügig. Die Auspresskräfte betragen dabei im konventionellen Versuch durchschnittlich 13,99 kN, im *Dauerkontakt-Regime* 13,54 kN sowie im *Hämmer-Regime* 13,58 kN. Das Versagensbild ist bei allen Versuchen identisch. Hierbei löst sich die über dem Einlegeteil liegende Verstemmwanne vom Probenkörper und gibt so das Einlegeteil frei, wie in Bild 64a dargestellt. Das Lösen der ringförmigen Verstemmwanne ist dabei Resultat eines Scherbruchs. Unter Berücksichtigung der Ergebnisstreuung fasst das Balkendiagramm in Bild 65 die Verbindungsfestigkeit der Verstemmungen ohne und mit Ultraschall nochmals vergleichend zusammen. Die Fehlerbalken bilden auch hier die jeweils maximal und minimal gemessene Auspresskraft ab. Auch hierbei wird die vergleichbare Belastbarkeit der jeweiligen Verstemmungen ersichtlich. Trotz unterschiedlicher Verstemmkräfte beim Aufbau der Fügeverbindung ohne und mit Ultraschallüberlagerung kann somit eine vergleichbare Auspresskraft nachgewiesen werden. Verstemmungen ohne und mit Ultraschall besitzen daher eine vergleichbare Verbindungsfestigkeit.

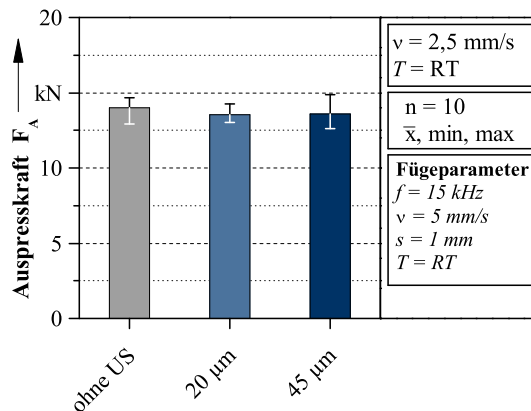


Bild 65: Vergleich der max. statischen Auspresskraft von Verstemmverbindungen ohne und mit US bei Amplituden von $A = 20 \mu\text{m}$ und $A = 45 \mu\text{m}$.

Die abschließende Bewertung des Verstemmprozesses weist sowohl durch Druck- als auch durch Auspressversuche eine gleichwertige Verbindungsfestigkeit der Verstemmungen ohne und mit Ultraschall nach. Alle Verstemmverbindungen konnten dabei innerhalb der Dichtheitsmessungen bis zum Maximaldruck der Maschine belastet werden, ohne dass ein Versagen auf-

trat. Die Fügeverbindungen sind somit unabhängig von einer Ultraschallüberlagerung bis zu einem Druck von 2000 bar fluiddicht. Die statischen Auspressversuche führten ebenfalls sowohl ohne als auch mit Ultraschall bei vergleichbarer Bruchkraft von ca. 14 kN zu einem identischen Bruchbild. Die Fügezone besitzt somit unabhängig von der Schwingungsüberlagerung eine vergleichbare Belastbarkeit. Die Reduzierung der Fügekraft beim Verstemmen durch eine Ultraschallüberlagerung zeigt aufgrund der vergleichbaren Verbindungsfestigkeit daher großes Potential, um bisherige Verfahrensgrenzen zu überwinden. Die Erweiterung des Werkstoffspektrums auf hochfeste, schwer umformbare Metalle sowie die Realisierung von Bauteilminiaturisierungen könnten daher durch eine Ultraschallüberlagerung realisiert werden.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die fortschreitende Miniaturisierung von Fahrzeugkomponenten sowie der steigende Leichtbaubedarf mit verstärktem Multimaterialmix führt zu einem wachsenden Bedarf an mechanischen Füge-technologien. Aufgrund der gleichzeitig steigenden thermischen und mechanischen Anforderungen an Fügestellen stoßen konventionelle Fügeverfahren häufig an ihre Grenzen. Verstemmen bezeichnet ein form- und kraftschlüssiges Fügeverfahren durch Umformung, welches hauptsächlich in Serienprozessen Verwendung findet. Das Verfahren ist durch hohe Prozesskräfte gekennzeichnet, was den Einsatz dieses Verfahrens stark eingrenzt. Aus der Literatur sind kraftreduzierende Effekte sowie erweiterte Fließeigenschaften von Werkstoffen durch eine Überlagerung mit hochfrequenter Schwingung bekannt. Die Überlagerung des mechanischen Verstemmprozesses mit Ultraschall zu einem hybriden Fügeverfahren zeigt daher großes Potential, Prozessgrenzen zu überwinden. Besonders die Reduzierung von Prozesskräften stellt einen vielversprechenden Ansatz dar, der geforderten Bauteilminiaturisierung gerecht zu werden.

Die zentrale Zielsetzung dieser Arbeit galt dem Aufbau eines grundlegenden Prozessverständnisses für den ultraschallüberlagerten Verstemmprozess an hochlegiertem Edelstahl. Insbesondere die Identifizierung kraftreduzierender Prozessparameter sowie die experimentelle Entwicklung neuer Prozessführungsstrategien zur Überwindung bestehender Prozessgrenzen standen im Fokus der Untersuchungen. Zusätzliche modelltheoretische Betrachtungen mittels numerischer Simulation sollten dabei unterstützend quantitativ die Beiträge einzelner Einflüsse untersuchen.

Um vergleichbare Experimente und aussagekräftige Ergebnisse zu garantieren, wurde der Prüfstand inklusive Systemtechnik auf Basis von Vorversuchen methodisch entwickelt und aufbauend auf Modalanalysen systematisch optimiert. Durch die Untersuchung des Versuchsaufbaus via Laservibrometrie war es möglich, Bewegungen bis in den Pikometerbereich zu erfassen. Damit konnte ein bestmögliches Schwingverhalten unter Ultraschall gewährleistet und so die Grundlage für eine präzise Prozessanalyse geschaffen werden. Darüber hinaus wurde eine neue Kalibrier- und Messmethode für die Erfassung dynamischer Kräfte entwickelt, welche erstmals eine zuverlässige Bewertung von hochfrequenten Belastungen bei ultraschallüberlagerten Umform- und Verstemmprozessen ermöglichte. Prozesskräfte unter Ultraschall konnten damit unter Berücksichtigung der Phasenverschiebung amplitudenrichtig und frequenzabhängig mit sehr hoher Präzision erfasst werden. Die entwickelte Methodik lässt sich dabei auf viele weitere Prozesse

übertragen, welche die Voraussetzungen eines linear annäherbaren Systems erfüllen.

Für die Erarbeitung eines ganzheitlichen Prozessverständnisses beim ultraschallüberlagerten Verstemmen wurde das Verfahren zunächst in vereinfachter Form als reine Umformung (Blindverstemmung) untersucht. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wurden die gewonnenen Erkenntnisse dann auf den komplexeren ultraschallüberlagerten Verstemmprozess übertragen und validiert. Durch die Variation der Prozessparameter Erregeramplitude, Pressenvorschub und Ultraschallfrequenz wurde innerhalb einer grundlegenden Analyse ein erweitertes Prozessverständnis geschaffen. Hierbei konnte durch die Ultraschallüberlagerung eine Reduzierung der Prozesskraft klar nachgewiesen werden. Die Erregeramplitude wurde dabei als maßgebender Parameter der Kraftreduzierung identifiziert. Zudem konnte die Unabhängigkeit des ultraschallüberlagerten Prozesses von Umformgeschwindigkeit, eingebrachter Ultraschallenergie, Ultraschallfrequenz und eingebrachter Schwingspiele ausgewiesen werden. Vor allem aufgrund der hochfrequenten Detektion und Überwachung des Kontaktzustandes zwischen Umformwerkzeug und Probenkörper konnte der Prozess abhängig von der Erregeramplitude in unterschiedliche Regime eingeteilt werden. Während das *Dauerkontakt-Regime* bei geringen Erregeramplituden bis ca. 30 μm in der Literatur bereits anhand anderer schwingungsüberlagerter Umformprozesse diskutiert wurde und durch den harmonisch oszillierenden Kraftverlauf unter permanentem Kontakt zum Werkstück gekennzeichnet ist, wurde das sogenannte *Hämmer-Regime* bei größeren Amplituden hier erstmals identifiziert. Im *Hämmer-Regime* kommt es trotz des harmonisch oszillierenden Schwingsystems zu einer diskontinuierlichen, stoßartigen Bewegung des Umformwerkzeugs unter temporärem Kontaktverlust. Dabei konnte in Kombination mit einer leichten Taumelbewegung des Umformwerkzeugs eine wesentlich größere Kraftreduktion als im *Dauerkontakt-Regime* erzielt werden und damit die Prozesskraft um bis zu 59 % gesenkt werden.

Aufbauend auf den Erkenntnissen der Prozessanalyse wurden die Ursachen einer Kraftreduzierung vertiefend erforscht. Hauptintension dabei war die Identifikation der ultraschallbedingten Einflüsse, welche zu einer Kraftreduzierung führen. Die in der Literatur gängigen Erklärungsansätze basierend auf thermischen, werkstoffseitigen, tribologischen sowie dynamischen Einflüssen wurden hierzu weitestgehend getrennt voneinander untersucht und quantifiziert. Auch wenn teils leicht erhöhte Temperaturen unter Ultraschall von bis zu 102 °C gemessen werden konnten, war der Prozess weit von einer möglichen Warmumformung und damit von einer thermisch bedingten Kraftreduzierung entfernt. Gleichfalls konnte aufgrund der Vergleichbarkeit des Werkstofffließverhaltens sowie der übereinstimmenden Verteilung der

Werkstoffhärte ohne und mit Ultraschall keine Begünstigung von Versetzungen im Werkstoff nachgewiesen werden. Thermische und werkstoffseitige Einflüsse wurden daher als Erklärungsansatz für die Kraftreduktion ausgeschlossen. Vielmehr wurden dynamische Einflüsse über das Superpositionsprinzip sowie tribologische Einflüsse durch eine verringerte Oberflächenreibung als maßgebende Mechanismen für die Kraftreduzierung identifiziert. Durch die entwickelte Messmethodik konnte anhand der amplitudengenaue Auflösung einzelner Schwingspiele ein klarer Nachweis für die Reduzierung der Prozesskraft um die Schwingungsamplitude erbracht werden. Kraftreduktionen um bis zu 4,7 kN konnten daher auf dynamische Einflüsse im oszillierenden Kraftsignal zurückgeführt werden. Eine verringerte Oberflächenreibung um bis zu 41 % belegte darüber hinaus sowohl im Experiment als auch in der Simulation den Einfluss tribologischer Effekte. Dadurch wurden 1,5 kN der Kraftreduktion in Reibungseffekten begründet. Im *Hämmer-Regime* sorgte überdies die leichte Taumbewegung des Umformstempels für eine zusätzliche Reduzierung der Verstemmkraft.

Neben der Herstellung der Fügeverbindung wurde zudem die Verbindungsfestigkeit qualifiziert, um einen Vergleich der Belastbarkeiten ohne und mit Ultraschall zu quantifizieren. Hierfür wurden einerseits Druckversuche an der hydraulisch dichten Verstemmung, andererseits mechanische Auspressversuche unternommen. Beide Untersuchungen zeigten, dass die Fügestellen ohne und mit Ultraschall vergleichbaren Belastungen standhalten. Alle hergestellten Verbindungen waren bis zu einem Druck von 2000 bar hydraulisch dicht und besaßen Auspresskräfte von ca. 14 kN. Der ultraschallüberlagerte Verstemmprozess weist damit trotz der wesentlich geringeren Fügekräfte eine identische Verbindungsfestigkeit zum konventionellen Verstemmprozess auf.

Die reduzierte Umform- und Verstemmkraft beim Aufbau der Fügeverbindung in Kombination mit der vergleichbaren Belastbarkeit birgt das Potential einer Miniaturisierung des Pressenaufbaus. Durch die Verwendung eines Ultraschallschwingensystems kann somit zukünftig auf Pressen mit geringeren Maximalkräften zurückgegriffen werden. Zudem eröffnen die geringeren Prozesskräfte neue Designfreiheitsgrade bei Verstemmungen. So könnte das Verstemmverfahren in Zukunft auch an kraftempfindlichen Strukturen sowie in der Nähe von Funktionsbaugruppen Einsatz finden und so auch hier zu einer Miniaturisierung der Bauteile beitragen. Zusätzlich könnte die Ultraschallüberlagerung zu einer Erweiterung des Werkstoffspektrums führen und zukünftig auch schwer umformbare Werkstoffe für den Verstemmprozess zugänglich machen. Der erhebliche Aufwand zur dynamischen Auslegung des Prozesses beschränkt die Einsatzmöglichkeiten bislang jedoch noch stark. Als Ausblick für nachfolgende Arbeiten ist insbesondere die Ent-

wicklung eines Ultraschall-Materialmodells für FE-Simulationen von Interesse, um die derzeit erheblichen Rechenzeiten zu reduzieren und eine Auslegung für den ultraschallüberlagerten Verstemmprozess zu vereinfachen. Weiter gilt es zu klären, inwiefern die Ergebnisse auf komplexere Bauteilgeometrien übertragbar sind. Analysen des Werkzeugsystems hinsichtlich der Verschleißfestigkeit und Standzeit unter Ultraschall bieten weitere interessante Ansätze, um einen weiteren Schritt in Richtung industrielle Anwendung zu gehen.

10 Summary and future work

The progressive miniaturization of vehicle components and the increasing demand for lightweight construction with an increased multi-material mix are leading to a growing demand for mechanical joining technologies. Due to the simultaneously increasing thermal and mechanical requirements at joints, conventional joining methods often reach their limits. Staking denotes a form closed and force fit joining technic by forming, which major use is in in-series processes. The process itself is characterized by high process forces. From literature, force-reducing effects as well as optimized flow behaviour of materials are known by superimposing high-frequency oscillation. Superimposing the staking process with ultrasonics creates a hybrid joining process which shows great potential to overcome process limits. In particular, the reduction of process forces represents a promising approach to come up to the required component miniaturization.

The main objective of the present work was the development of a basic process understanding for the superimposed ultrasonic staking process on high-alloyed stainless steel. The identification of force-reducing process parameters as well as the experimental development of new process strategies to overcome existing process limits have also been in focus of the investigations. Additional model-theoretical considerations using numerical simulation should substantiate quantitatively the influence of individual effects.

Based on preliminary trials, the staking process itself as well as the basic setup including system technology were methodically developed and systematically optimized based on modal analyzes. By examining the experimental set-up using laser vibrometry, it was possible to detect movements down to the picometre range. This ensured the best possible vibration behaviour with ultrasonics and created the baseline for a precise process analysis. In addition, a new calibration and measurement method for detecting dynamic forces has been developed, which enabled a reliable evaluation of high-frequency loads in ultrasonic-superimposed forming and staking processes for the first time. Thus, process forces with ultrasonics could be registered with a correct amplitude and frequency in very high precision, by taking the phase shift into account. The methodology developed can be transferred to many other processes that meet the requirements of a linear approached system.

In order to develop a holistic understanding of the ultrasonic-superimposed staking process, the procedure was initially studied in a simplified way as a pure forming process (blind staking). In the further course, the knowledge

gained was afterwards transferred to more complex ultrasonic-superimposed staking process and validated as well. By varying the process parameters of excitation amplitude, feed rate and ultrasonic frequency, an expanded understanding of the process was created within a fundamental analysis. A reduction in the process force could be clearly demonstrated by ultrasonics. Hereby, the exciter amplitude was identified as the decisive parameter for reducing process forces. In addition, the independence of the superimposed staking process from the feed rate, the ultrasonic energy, the ultrasonic frequency and the vibrations induced could be demonstrated. Mainly due to the high-frequency detection and monitoring of the contact condition between the tooling and the specimen, the process could be divided into different regimes depending on the excitation amplitude. While the *continuous-contact-regime* with low excitation amplitudes up to 30 μm has already been discussed in literature on the basis of other superimposed ultrasonic forming processes and is characterized by a harmoniously oscillating force slope under permanent contact with the specimen, the so-called *hammering-regime* was identified hereby for the first time at large amplitudes. Within the *hammering-regime*, despite the ultrasonic system remains at a harmoniously oscillation, there is a discontinuous, jerky movement of the tooling with temporary losses of contact. In combination with a slight tumbling movement of the tool, a significantly greater reduction of the process force could be achieved in comparison to the *continuous-contact-regime* and reduced the process force up to 59 %.

Based on the findings within the process analysis, the causes of a force reduction were investigated in depth. The main intention was to identify the ultrasonic-related influences that lead to a reduction in force. The explanatory approaches common in the literature were examined and quantified separately from one another as far as possible based on thermal, material-related, tribological and dynamic influences. Even though a slightly increased temperatures of up to 102 °C could be measured under ultrasonics, the process was far away of a possible hot forming process and thus from a thermally induced force reduction. Likewise, due to a comparable material flow behaviour and a matching distribution of the material hardness with and without ultrasonics, no preferential treatment of dislocations in the material could be demonstrated. Thermal and material-related influences were therefore excluded as an explanatory approach for the force reduction. In fact, dynamic influences based on the superposition principle and tribological influences based on reduced surface friction were identified as the decisive mechanisms for the reduction of the process force. Due to the developed methodology of force measurement with an amplitude-precise resolution of individual oscillation cycles, one was able to provide a clear evidence for the reduction of the process force by the force amplitude in the oscillating signal. Force

reductions of up to 4,7 kN could therefore be attributed to dynamic influences. A reduction in surface friction up to 41 % also demonstrated the influence of tribological effects in both the experiment and the simulation. As a result, 1,5 kN of the force reduction were based on friction effects. In the *hammering-regime*, the slight tumbling movement of the forming tool also ensured an additional reduction in the staking force.

In addition to the fabrication of the joint, the connection strength was also qualified, with the aim of a quantifying comparison of the load capacities with and without ultrasonics. For this purpose, pressure tests were performed on the hydraulically tight staking joint on the one hand, and axial pressing tests on the other. Both investigations showed that the joints with and without the ultrasonics have comparable load capacities. All compounds produced were hydraulically tight up to a pressure of 2000 bar and kept up with axial pressing forces of about 14 kN. The superimposed ultrasonic staking process herefore has identical connection strengths to the conventional staking process despite a considerable reduction in the joining forces.

The reduced forming and staking force when fabricating the joint in combination with the comparable load capacity harbors the potential for miniaturization of the press structure. By using an ultrasonic oscillating system, presses with lower maximum force values can be used in the future. In addition, the lower stress on the joint during manufacture opens up new degrees of freedom in the design of staking joints. In the future, the staking process could also be used on force-sensitive structures as well as in the vicinity of functional assemblies and thus also contribute to the miniaturization of the components. However, the considerable effort involved in the dynamical design of the process is so far still limiting the possible application of the technology. As an outlook for subsequent work, the development of a ultrasonic-material model for FE-simulation is of particular interest to reduce the currently considerable computing times and to simplify a design for the ultrasonic superimposed staking process. It is also important to clarify to what extent the results can be transferred to more complex component geometries. Analyzes of the tooling system with regard to wear resistance and service life under ultrasonics offer further interesting approaches to take a continuing step towards industrial application.

Literaturverzeichnis

- [1] Dispan, P.: Elektromobilität: Schlüsselfaktor Qualifikation - Ergebnisse der ELAB-Studie zu Kompetenzanforderungen und Qualifikationsbedarfen. IMU-Informationdienst, Heft 1 (2013), 52–57
- [2] Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V. Institut für Fahrzeugkonzepte: AELFA Endbericht - Strukturanalyse von Automobilkomponenten für zukünftige elektrifizierte Fahrzeugantriebe, Ministerium für Finanzen und Wirtschaft, Baden-Württemberg, Forschungsbericht, 2011
- [3] Bachfischer, K.; Heuss, R.; Müller, N.; Starke, A.: Lightweight Materials Extranet Survey, McKinsey & Company, Inc., Forschungsbericht, 2011
- [4] Schade, W.; Zanker, C.; Kühn, A.; Kinkel, S.; Jäger, A.; Hettesheimer, T.; Schmall, T.: Zukunft der Automobilindustrie, TAB Büro für Technikfolgen-Abschätzung beim Deutschen Bundestag, Forschungsbericht, 2012
- [5] Riehl, P.: Hochleistungsfertigungsverfahren für die Produkte von Morgen - Technologieinnovationen auf dem Weg zur intelligenten Fertigung, Bundesministerium für Bildung und Forschung, Forschungsbericht, 2013
- [6] Modi, S.: Material Qualification in the Automotive Industry, CAR Center of Automotive Research, Forschungsbericht, 2016
- [7] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 8593-0: Fertigungsverfahren Fügen - Teil 0: Allgemeines; Einordnung; Unterteilung; Begriffe. Beuth Verlag, Berlin, 2003
- [8] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung. Beuth Verlag, Berlin, 2003
- [9] Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010, 2. Auflage
- [10] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 8582: Fertigungsverfahren Umformen. Beuth Verlag, Berlin, 2003
- [11] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 8583-1: Fertigungsverfahren Druckumformen. Beuth Verlag, Berlin, 2003

- [12] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 8593-5: Fertigungsverfahren Fügen - Teil 5: Fügen durch Umformen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, Berlin, 2003
- [13] Internet: <http://www.konstruktionspraxis.vogel.de/profilschienenfuehrung-teil-2-auswahl-der-geeigneten-fuehrung-a-117471> / (abgerufen am 28.08.2019)
- [14] Albrecht, T.; Risch, F.; Franke, J.; Tremel, J.: Recyclinggerechte Montagetechnik. ATZproduktion, 5 (2012) 3, 146–151
- [15] Arendes, D.; Degand, M.: Umformtechnisches Fügen von Welle-Nabe Verbindungen (UMFÜ). Hochschule für Technik und Wirtschaft des Saarlandes (HTW): Forschungsbericht, 2005
- [16] Feldmann, K.: Montage in der Leistungselektronik für globale Märkte. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009, 1. Auflage
- [17] Bosch-Gruppe: Konzernlagebericht der Bosch-Gruppe. Bosch-Geschäftsbericht 2014, (2015)
- [18] Groche, P.; Fritsche, D.; Tekkaya, E.A.; Allwood, J.M.; Hirt, G.; Neugebauer, R.: Incremental Bulk Metal Forming. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 56 (2007), 635–656
- [19] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 1320: Akustik - Begriffe. Beuth Verlag, Berlin, 2009
- [20] Wanner, M.-C.; Henkel, K.-M.; Becker, B.; Thoms, V.; Timm, M.: Fertigungsgestaltung beim Clinchen mit Leistungsumschall, EFB-Forschungsbericht Nr. 321, Forschungsbericht, 2010
- [21] Lerch, R.; Sessler, G.; Wolf, D.: Technische Akustik. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009, 1. Auflage
- [22] Zwicker, C.: Technische Physik der Werkstoffe. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1942, 1. Auflage
- [23] Gallego-Juárez, J. A.; Graff, K. F.: Power Ultrasonics: Application of high Intensity Ultrasound. Woodhead Publishing, 2015, 1. Auflage
- [24] Green, R.E.: Non-linear effects of high-power ultrasonics in crystalline solids. Ultrasonics, 13 (1974) 3, 117–127
- [25] Blaha, F; Langenecker, B.; Oelschlägel, D.: Zum plastischen Verhalten von Metallen unter Schalleinwirkung,. Zeitschrift für Metallkunde 51 (1960) 11, 636–638

- [26] Winsper, C. E.; Dawson, G. R.; Sansome, D. H.: An introduction to the mechanics of oscillatory metalworking. *Metals and materials*, 4 (1970), 158–162
- [27] Lehfeld, E.: Beeinflussung metallischer Reibvorgänge durch Schall im 20 kHz-Bereich. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1968
- [28] Langenecker, B.; Blaha, F.: Dehnung von Zink-Einkristallen unter Ultraschalleinwirkung. *Die Naturwissenschaften*, 42 (1955), 556
- [29] Kochendörfer, A.: Die plastischen Eigenschaften von Einkristallen bei homogener Verformung. Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1941
- [30] Langenecker, B.: Effects of Ultrasound on Deformation Characteristics of Metals. *IEEE Transactions on sonics and ultrasonics*, 13 (1966) 1, 1–8
- [31] Langenecker, B.: Effects of Ultrasound on deformation characteristics of structural metals, U.S. Naval Ordnance Test Station, California, Forschungsbericht, 1964
- [32] Rösler, J.; Harders, H.; Bäcker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012, 4. Auflage
- [33] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012, 11. Auflage
- [34] Oelschlägel, D.: Die Verformung von Zinkeinkristallen bei Ultraschalleinwirkung. *Zeitschrift für Metallkunde*, 53 (1962), 367–371
- [35] Baker, G. S.; Carpenter, S. H.: Simultaneous Deformation and Internal Friction Measurements. *Review of scientific instruments*, 36 (1965) 1, 29–31
- [36] Nevill, G. E.; Brotzen, F. B.: The Effect of Vibrations on the Static Yield Strength of Low Carbon Steel. *Proceeding-American Society for Testing Material*, 57 (1957), 751–758
- [37] Schmid, E.; Lintner, K.: Die Bedeutung von Ultraschall für das plastische Verhalten der Metalle. *Physikalische Blätter*, 22 (1966), 454–462
- [38] Izumi, O.; Oyama, K.; Suzuki, Y.: On the Superimposing of Ultrasonic Vibration during Compressive Deformation of Metals. *Transactions of the Japan Institute of Metals*, (1966), 158–162
- [39] Izumi, O.; Oyama, K.; Suzuki, Y.: Effects of Superimposed Ultrasonic Vibration on Compressive Deformation of Metals. *Transactions of the Japan Institute of metals*, (1966), 162–167

- [40] Rusinko, A.: Analytical description of ultrasonic hardening and softening. *Ultrasonics*, 51 (2011), 709–714
- [41] Yao, Z.; Kim, G.-Y.; Wang, Z.; Faidley, L.A.; Zou, Q.; Mei, D.; Chen, Z.: Acoustic softening and residual hardening in aluminum: Modeling and experiments. *International Journal of Plasticity*, 39 (2012), 75 – 87
- [42] Neugebauer, R.; Altan, T.; Geiger, M.; Kleiner, M.; Sterzing, A.: Sheet metal forming at elevated temperatures. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55 (2006) 2, 793 – 816
- [43] Lange, K.: *Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, 2. Auflage
- [44] Wu, X.; Hao, H.; Liu, Y.; Zhu, F.; Jiang, J.; Krishnamurthy, R.; Wang, S.; Smith, P.E.; Bland, W.; Pfaffmann, G. D.: Elevated temperature formability of some engineering metals for gas forming of automotive structures. *SAE Technical Papers*, (2001)
- [45] Doege, E.; Sebastian, W.; Dröder, K.; Kurz, G.: Increased Formability of Mg-Sheets Using Temperature Controlled Deep Drawing Tools, *Innovations in Processing and Manufacturing of Sheet Materials*. TMS Annual Meeting, (2001), 53–60
- [46] Mori, K.; Bariani, P. F.; Behrens, B.-A.; Brosius, A.; Bruschi, S.; Maeno, T.; Merklein, M.; Yanagimoto, J.: Hot stamping of ultra-high strength steel parts. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, (2017), 1–23
- [47] Geiger, M.; Merklein, M.; Pitz, M.: Laser and forming technology - an idea and the way of implementation. *Journal of Materials Processing Technology* 151 (2004) 1, 3 – 11
- [48] Weidig, U.; Steinhoff, K.; Tekkaya, A.: Simultane Kalt- und Warmumformung in einem Prozessschritt – ein Umformverfahren für schwierige Fälle. *UTF science I* (2001), 01, 28–31
- [49] Doege, E.; Walter, G.; Krause, H.; Kurz, G.; Meyer, Th.: Partial tool-heating enhances ductility limits in forming of magnesium sheet [Partielle werkzeugbeheizung erhöht die umformgrenzen bei der magnesium-blechumformung]. *Gaswärme International*, 50 (2001) 8, 355–359
- [50] Schmauder, S.; Siegert, K.; Kröplin, B.-H.; Wurst, H.; Gaul, L.; Heisel, U.; Pritschow, G.; Tiziani, H.; Nagel, J. H.: Experimentelle und theoretische Beschreibung des Verformungsverhaltens bei überlagerter Schwingungsbeanspruchung. In: *Sonderforschungsbereich (SFB) 543: Ultraschallbeeinflusstes Umformen metallischer Werkstoffe*, Universität Stuttgart, 2002

- [51] Siu, K.W.; Ngan, A. H. W.; Jones, I. P.: New insight on acoustoplasticity – Ultrasonic irradiation enhances subgrain formation during deformation. *International Journal of Plasticity*, 27 (2011) 5, 788 – 800
- [52] Siddiq, A.; Arciniega, R.; El Sayed, T.: A variational void coalescence model for ductile metals. *Computational Mechanics*, 49 (2012) 2, 185–195
- [53] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 50323-1: Tribologie; Begriffe. Beuth Verlag, Berlin, 1988
- [54] Pohlmann, R.; Lehfeld, E.: Untersuchungen über die Beeinflussung metallischer Reibungsvorgänge durch Ultraschall-Schwingungen. *Draht-Welt*, 5 (1966), 277–281
- [55] Junker, G. H.: New Criteria for Self-Loosening of Fasteners under Vibration. *Transactions of the Society of Automotive Engineers (SAE)*, (1969), 314–335
- [56] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 65151: Luft- und Raumfahrt - Dynamische Prüfung des Sicherungsverhaltens von Schraubverbindungen unter Querbeanspruchung (Vibrationsprüfung). Beuth Verlag, Berlin, 2002
- [57] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 25201: Konstruktionsrichtlinie für Schienenfahrzeuge und deren Komponenten - Schraubenverbindungen. Beuth Verlag, Berlin, 2015
- [58] Malek, R.: Beitrag zum Rohrziehen mit ultraschallerregtem Dorn. Dissertation, Universität Stuttgart, 1996
- [59] Zhuang, X.; Wang, J.-P.; Zheng, H.; Zhao, Z.: Forming mechanism of ultrasonic vibration assisted compression. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 25 (2015) 7, 2352 – 2360
- [60] Siegert, K.; Gaul, L.; Heisel, U.; Kroeplin, B.H.; Wurst, H.: Ultraschallbeeinflusstes Umformen metallischer Werkstoffe. *MM - Maschinenmarkt*, 7 (2001), 22–25
- [61] Siegert, K.; Schmauder, S.; Kröplin, B.-H.; Wurst, H.; Gaul, L.; Heisel, U.; Pritschow, G.; Tiziani, H.; Nagel, J. H.: Experimentelle Untersuchungen zum ultraschallbeeinflussten Draht- und Rohrzug, sowie zum Fließpressen und zum Tiefziehen und Rundkneten mit Demonstrations- Umformanlagen. In: Sonderforschungsbereich (SFB) 543: Ultraschallbeeinflusstes Umformen metallischer Werkstoffe, Universität Stuttgart, 2002

- [62] Dong, X.Y.; Qiao, Y.L.; Zanga, Y.; Cui, Q.S.: Effect of Ultrasonic Vibration on the Behavior of Antifriction and Wear Resistance of Al₂O₃/Al₂O₃ Ceramic Friction Pairs under Oil Lubrication. *Physics Procedia*, 50 (2013), 449 – 452
- [63] Dong, S.; Dapino, M. J.: Elastic–plastic cube model for ultrasonic friction reduction via Poisson’s effect. *Ultrasonics*, (2014) 54, 343–350
- [64] Littmann, W.; Wallaschek, J.: Reibung bei Ultraschallschwingungen. *VDI-Berichte*, Nr. 1736 (2002), 231–237
- [65] 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
- [66] Siegert, K.; Ulmer, J.: Influencing the Friction in Metal Forming Processes by Superimposing Ultrasonic Waves. *CIRP Annals*, 50 (2001) 1, 195 – 200
- [67] Daud, Y.; Lucas, M.; Jamaludin, K.R.: Verification of Interface Friction of Radial Ultrasonic Compression Using FE Simulation. *Journal of Applied Sciences*, 11 (2011), 1600–1605
- [68] Lucas, M.; Daud, Y.: A finite element model of ultrasonic extrusion. *Journal of Physics: Conference Series*, 181 (2009) 1, 1–7
- [69] Hu, J.; Shimizu, T.; Yang, M.: Impact effect of superimposed ultrasonic vibration on material characteristics in compression tests. *Procedia Engineering*, 207 (2017), 1063 – 1068
- [70] Winsper, C. E.; Sansome, D. H.: The influence of oscillatory energy on the stresses during plastic deformation. *Journal of the Institut of Metals*, 96 (1968), 353
- [71] Daud, Y.; Lucas, M.; Huang, Z.: Superimposed ultrasonic oscillations in compression tests of aluminium. *Ultrasonics*, 44 (2006), 511–515
- [72] 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) 12, 179–190
- [73] Aziz, S. A.: Characterising the effective material softening in Ultrasonic forming of metals. *Dissertation*, University of Glasgow, 2012
- [74] Baiker, M.: Mikrostruktursimulationen zur Ermittlung von Materialeigenschaften für Blechwerkstoffe und Anwendung in der Umformsimulation. In: *Fraunhofer IWM Forschungsberichte Band 11*, Fraunhofer Verlag, 2017

- [75] Groche, P.: Prozessoptimierung durch oszillierende Werkzeugbewegungen in der Kaltmassivumformung, TU Darmstadt, Forschungsbericht, 2013
- [76] Hahn, O.; Kraß, B.; Schröder, M.; Dölle, N.; Herter, H.; Hornbostel, N.; Lübbers, R.; Stork, F.; Martin, M.; Göklü, S.; Storm, R.; Zinn, W.; Zielke, R.: Dynamisches Fügen Teil 1: DynaConnect-Verfahren, BMBF Verbundprojekt, Forschungsbericht, 2003
- [77] Hahn, O.; Schulte, V.: Entwicklung und Untersuchung eines Verfahrens mit dynamischen Werkzeugbewegungen zur Reaktionskraftreduzierung beim umformtechnischen Fügen. Dissertation, Universität-GH Paderborn, 2000
- [78] Breckweg, A.: Automatisiertes und prozessüberwachtes Radialclinchen höherfester Blechwerkstoffe. Dissertation, Universität Stuttgart, 2007
- [79] Wanner, M.-C.; Henkel, K.-M.; Becker, B.; Thoms, V.; Timm, M.: Clinchen von Stahl- und Aluminiumwerkstoffen unter Einwirkung von Leistungultraschall, EFB-Forschungsbericht Nr. 240 (Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung), Forschungsbericht, 2005
- [80] Siddiq, A.; Sayed, T.: Ultrasonic-assisted manufacturing process: Variational model and numerical Simulations. *Ultrasonics*, 52 (2012), 521–529
- [81] Ashida, Y.; Aoyama, H.: Press forming using ultrasonic vibration. *Journal of Material Processing Technology*, 187-188 (2007), 118–122
- [82] Peacock, J.: Forming goes ultrasonic. *American Machinist / Metalworking Manufacturing*, 105 (1961) 24, 83–85
- [83] 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
- [84] Kurz, G.; Doege, E.: Geregelter Tiefziehprozess mit pulsierendem Niederhalter auf einfachwirkenden Pressen, IFUM Universität Hannover, Forschungsbericht, 2000
- [85] Groche, P.; Heß, B.: Untersuchungen zum oszillierenden Verzahnungsdrücken. *Schmiede Journal* (2014), 38–40
- [86] Behrens, B.-A.: Untersuchungen zum Einfluss der Schwingungen auf den Warmmassivumformprozess, Leibniz Universität Hannover, Forschungsbericht, 2006

- [87] Deutschen Akkreditierungsstelle GmbH (DAkkS): DAkkS-DKD-R 3-3: Kalibrierung von Kraftmessgeräten (Ablauf A). 2010
- [88] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN ISO 376: Kalibrierung der Kraftmessgeräte für die Prüfung von Prüfmaschinen mit einachsiger Beanspruchung. Beuth Verlag, Berlin, 2011
- [89] Kümme, 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 transducers, PTB: Physikalisch-Technische-Bundesanstalt, Forschungsbericht, 1990
- [90] Lauer, G.: Development of methods for dynamic force calibration. Part 2: Absolute calibration of piezoelectric force transducers by laser interferometry, Physikalisch-Technische-Bundesanstalt (PTB), Forschungsbericht, 1990
- [91] Sawla, A.: Measurement of dynamic forces and compensation of Errors in fatigue testing. Triennial World Congress of the International Measurement Confederation, (1991), 403-408
- [92] Schlegel, C.; Kiekenap, G.; Glöckner, B.; Buss, A.; Kümme, R.: Traceable periodic force calibration. *Metrologia*, 49 (2012) 3, 224-235
- [93] Schlegel, C.; Kiekenap, G.; Kahmann, H.; Kümme, R.: Mechanical influences in sinusoidal force measurement. *ACTA IMEKO*, 4 (2015) 2, 57-61
- [94] Fujii, Y.: A method for calibrating force transducers against oscillation force. *Measurement Science and Technology*, 14 (2003), 1259-1264
- [95] Möser, M.; Kropp, W.: Körperschall. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010, 3. Auflage
- [96] Rupisch, S. J.: Piezoelectric Sensors and Actuators. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2019, 1. Auflage
- [97] Pelster, R.; Hüttel, I.; Pieper, R.: Thermospannungen - viel genutzt und fast immer falsch erklärt. *PhyDid A, Physik und Didaktik in Schule und Hochschule*, (2005), 10-22
- [98] Deutsche Edelstahlwerke GmbH: Werkstoffprüfzeugnis nach EN 10204 (14057 / X17CrNi16-2). (2014)
- [99] Matplus GmbH: JMatPro-Werkstoffsimulation 6.2.1. (Stahl und Eisen 07/2017)

- [100] Michalski, M.; Piott, F.; Merklein, M.: Compression testing of martensitic stainless steel with superimposed ultrasonic vibration. *Procedia Engineering*, 207 (2017), 1970 – 1975
- [101] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN ISO 14577-1: Instrumentierte Eindringprüfung zur Bestimmung der Härte und anderer Werkstoffparameter - Teil1: Prüfverfahren. Beuth Verlag, Berlin, 2015
- [102] Sun, J.S.; Lee, K.H.; Lee, H.P.: Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems. *Journal of Materials Processing Technology*, 105 (2000), 110–118
- [103] Ruge, Peter; Wagner, Nils: *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2018, 25. Auflage
- [104] Schöck, Joachim; Kammerer, Manfred: *Fließpressen: Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008
- [105] Stohrer, M.; Hering, E.; Martin, R.: *Physik für Ingenieure*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2016, 11. Auflage
- [106] Leicht, U.; Michalski, M.; Heath, Andrew; Merklein, M.: Dynamic correction of oscillatory forces during ultrasonic-assisted metal forming. *Production Engineering Journal* 11 (2017) 4, 455–465
- [107] Vold, H.; Crowley, J.; Rocklin, G. T.: New Ways of Estimating Frequency Response Functions. *Sound and Vibration*, 18 (1984) 11, 34–38
- [108] Harris, F. J.: On the Use of Windows for Harmonic Analysis with the Discrete Fourier Transform. *Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE)*, 66 (1978) 1, 51 – 83
- [109] Kroner, E.: Abschlussbericht des BMBF-Forschungsvorhabens «UltraCaulk»- Ultraschallunterstütztes Umformen und Verstemmen. Konsortium UltraCaulk (2017)
- [110] Großmann, K.; Hardtmann, A.; Wiemer, H.; Pentner, L.: FEM-basierte Modellierung und Simulation des Blechumformprozesses mit den elastischen Wechselwirkungen zur Maschine und zum Werkzeug. In: 12. Dresdner Werkzeugmaschinen-Fachseminar: Simulation von Umformprozessen unter Einbeziehung der Maschinen und Werkzeugeinflüsse, DWM e. V. Dresdner Freundeskreis der Werkzeugmaschinen- und Steuerungstechnik, 2007, 21–33

- [111] Kroiß, T.; Engel, U.; Merklein, M.: Comprehensive approach for process modeling and optimization in cold forging considering interactions between process, tool and press. *Journal of Materials Processing Technology*, 213 (2013), 1118–1127
- [112] Petersen, S. B.; Martins, P. A. F.; Bay, N.: Friction in bulk metal forming: a general friction model vs. the law of constant friction. *Journal of Materials Processing Technology*, 66 (1997), 186–194
- [113] Gomeringer, R.; Heinzler, M.; Kilgus, R.; Menges, V.; Oesterle, S.; Wieneke, F.; Rapp, T.; Scholer, C.; Stenzel, A.; Stephan, A.: *Tabellenbuch Metall: mit Formelsammlung*. Europa Lehrmittel Verlag, 2017, 43. Auflage
- [114] Longère, P.; Dragon, A.: Inelastic heat fraction evaluation for engineering. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 4 (2009) 2, 319 – 349
- [115] 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
- [116] Schneiders, R.: Algorithms for quadrilateral and hexagonal mesh generation. *VKI Lecture Series on Computational Fluid Dynamic* (2000), 27–35
- [117] Vladimirov, I.; Pietryga, M.; Reese, S.: On the modelling of non-linear kinematic hardening at finite strains with application to spring-back—Comparison of time integration algorithms. *International journal for numerical methods in engineering*, 75 (2007), 1–28
- [118] Schmidt, W.; Dietrich, H.: *Praxis der mechanischen Werkstoffprüfung*. Expert Verlag, 1999
- [119] Larour, P.: Strain rate sensitivity of automotive sheet steels: influence of plastic strain, strain rate, temperature, microstructure, bake hardening and pre-strain. *Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen*, 2010
- [120] Dresig, H.; Holzweißig, F.: *Maschinendynamik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2004, 5. Auflage
- [121] Aziz, S. A.; Lucas, M.: Characterising the acoustoplastic effect in an ultrasonically assisted metal forming process. *Material Science and Engineering Conference Series* 42 (2012), 1–4
- [122] Dobrinski, P.; Krakau, G.; Vogel, A.: *Physik für Ingenieure*. 2010, 12. Auflage

- [123] Niedrig, H.; Sternberg, M.: Statistische Mechanik – Thermodynamik. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2019
- [124] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 50150: Umwertung von Härtewerten. Beuth Verlag, Berlin, 2000
- [125] Eckhart, H.; Otto, M.: Vergleichswerte Härte/Zugfestigkeit und Härtevergleichstabellen für Vergütungsstähle (PTB-F-10), Physikalisch-Technische-Bundesanstalt (PTB), Forschungsbericht, 1992
- [126] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN EN ISO 4516: Mikrohärteprüfungen nach Vickers und Knoop. Beuth Verlag, Berlin, 2002
- [127] Kocks, U. F.: Superposition of alloyhardening, strain hardening, and dynamic recovery. In: Haasen, P. (Hrsg.); Gerold, V. (Hrsg.); Kostorz, G. (Hrsg.): Proceedings of the 5th International Conference Strength of Metals and Alloys, 1979, 1661–1680
- [128] Pfeffer, P.; Harrer, M.: Lenkungshandbuch. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013, 2. Auflage
- [129] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 1530-1: Press-, Spritzgieß- und Druckgießwerkzeuge – Teil 1: Auswerferstifte mit zylindrischem Kopf. Beuth Verlag, Berlin, 2011

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] Leicht, U. ; Michalski, M. ; Heath, Andrew ; Merklein, M.: Dynamic correction of oscillatory forces during ultrasonic-assisted metal forming. *Production Engineering Journal* 11 (2017), 455–465
- [P2] Michalski, M. ; Leicht, U. ; Engler, S. ; Merklein, M.: Tool System for Ultrasonic-Assisted Forming and Material Characterisation with 15 kHz Oscillation Frequency. *Advanced Materials Research* 794 (2015), 427–434
- [P3] Leicht, U. ; Merklein, M. ; Engler, S.: Ultrasonic-Assisted Metal Staking with 15 kHz Oscillation Frequency. *Key Engineering Materials* 716 (2016), 36–543
- [P4] Leicht, U. ; Michalski, M. ; Merklein, M.: Ultraschallunterstütztes Umformen und Verstemmen. *wt Werkstattstechnik online* Heft 1 (2017), 52–58

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten

- [S1] Casselmann, T.: FEM-Simulation eines hybriden Fertigungsprozesses. *Masterarbeit* (2015), Aachen
- [S2] Jesse, T.: Experimentelle Analyse und Optimierung eines Prüfaufbaus beim ultraschallunterstützten Verstemmen. *Projektarbeit* (2013), Wismar
- [S3] Soheili, A.: Untersuchung des Verfestigungsverhaltens einer US-Verstimmung (Umformen, Fügen). *Masterarbeit* (2016), Aachen

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2023):
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
FMT	Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik
KTmfk	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LGT	Lehrstuhl für Gießereitechnik
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien
REP	Lehrstuhl für Ressourcen- und Energieeffiziente Produktionsmaschinen

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

Projektiertung 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 Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden
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 Bruchverhaltens 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 Montagefeinplanung
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 Biegeumformung 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-Laserstrahlbearbeitung 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 Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless

Laserstrahlregelung und Optikiagnostik 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 Simulationsverfahrens 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 Bearbeitungsabläufe 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-Heibel

Laserstrahlbohren durchflußbestimmender 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 Biege winkelmessung 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 Zweistrahltechnik
LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab.
1996. ISBN 3-87525-074-5.

Band 56: Uwe Schönherr

Steuerung und Sensordatenintegration für flexible Fertigungszellen mitkooperierenden 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 3-87525-082-8.

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 Programmoptimierung
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 Spulenvickeln
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 Meßner

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 mechanischer 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

Mefseinrichtung zur Untersuchung der Wirkflächenreibung bei umformtechnischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab.
1998. ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schubert

Regelung der Fokusslage 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 Demontagetechnologien 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 Lebensdauer vorhersage 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 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 Prozeßebene 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 Integration 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 Montagesystemen 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 Elektronikproduktion
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 Anschlußkontakten 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 Einsatz 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 - Verfahrensintegration durch Innenhochdruck-Umformen, 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 produktbezogener 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 Magnesiumlegierungen 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 Produktstrukturen 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 Diodenlaserstrahlung 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-Entwicklung 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 Kleinstteile 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 trocken-schmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie, zum Umformverhalten 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 - Prozessanalyse 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 Leichtbauverbundstrukturen mit Aluminiumschaumkern
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab.
2005. ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos
Mechatronische Ansätze zur Optimierung 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 Prechtel
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 Laserdurchstrahlschweißen 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 blei-freie 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 Mikrojustier-technik 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 Schalungsträger (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 Aluminiumplattinen
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 wirkmedienbasierte 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 Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung 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 makromechatronischen 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 Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsetzgerechten elektronischen 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 Innenhochdruck-Umformung von flächigen Halbzeugen 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 Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab.
2009.
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich

Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessmissionen 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

Laserdurchstrahlschweißen 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 Laserdurchstrahlschweißen 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 Betaung 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 Innenhochdruck-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 Laserstrahlintern 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 Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten
LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuer
Ein Ansatz zur Herstellung von pressgehärteten Karosseriekomponenten mit maßgeschneiderten mechanischen Eigenschaften: Temperierte Umformwerkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimulation 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 Kaupper
Biegen von höhenfesten Stahlblechwerkstoffen - 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 Berücksichtigung 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 Entwicklung 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 presshärzbaren 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 Development
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 Quentlin
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 Kühhl
Flexible Automatisierung der Statormontage 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 Laserstrahltiefschweißprozesses 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 aus-härtbarer Aluminiumlegierungen
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert

Erweiterung und Verbesserung von Versuchs- und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven
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 Aluminiumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten 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 beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela

Untersuchung von Magnetfeld-Messmethoden zur ganzheitlichen Wertschöpfungsoptimierung 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 diskret 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 Kohlenstofffaserverbundwerkstoffe mit spezifischem Zusatzdraht
LPT, 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 Unternehmenscontrollings 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 Modellsversuchen 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
LPT, 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 Mikroschneiden 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 montagespezifischer Werkerinformati onssysteme 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 unterstützten Fertigungskette zur Herstellung umgeformter Bauteile aus der härtesten 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) / Experimentelle 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 Magnesiumlegierung 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 Blechmassivumformprozessen 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 artungleicher 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-Drahtbondtechnologie für integrierte Leistungsmodule in harschen Umgebungsbedingungen 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 Werkzeugoberflächen 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 Wärmebehandlungssimulation LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-209-3.

Band 326: Tobias Gnibl
Modellbasierte Prozesskettenabbildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge 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 Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge
LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer
Grundsatzuntersuchungen, mathematische 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 transients optischer Materialeigenschaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung
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 Kontext 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 muskuloskelettalen 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 laserdirektstrukturierter 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 Prozessüberwachung auf Basis sozio-cyber-physischer 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.

Band 337: Markus Brandmeier
Ganzheitliches ontologiebasiertes Wissensmanagement im Umfeld der industriellen Produktion
FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab. 2020.
ISBN: 978-3-96147-275-8.

Band 338: Stephan Purr
Datenerfassung für die Anwendung lernender Algorithmen bei der Herstellung von Blechformteilen
LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab. 2020.
ISBN: 978-3-96147-281-9.

Band 339: Christoph Kiener
Kaltfließpressen von gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern
LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-287-1.

Band 340: Simon Spreng
Numerische, analytische und empirische Modellierung des Heißformprozesses
FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-293-2.

Band 341: Patrik Schwingenschlögl
Erarbeitung eines Prozessverständnisses zur Verbesserung der tribologischen Bedingungen beim Presshärten
LFT, x u. 177 Seiten, 81 Bilder, 8 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-297-0.

Band 342: Emanuela Affronti
Evaluation of failure behaviour of sheet metals
LFT, ix u. 136 Seiten, 57 Bilder, 20 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-303-8.

Band 343: Julia Degner
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umform- und Abschreckprozess
LFT, x u. 172 Seiten, 61 Bilder, 9 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-307-6.

Band 344: Maximilian Wagner
Automatische Bahnplanung für die Aufteilung von Prozessbewegungen in synchrone Werkstück- und Werkzeugbewegungen mittels Multi-Roboter-Systemen
FAPS, xxi u. 181 Seiten, 111 Bilder, 15 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-309-0.

Band 345: Stefan Härter
Qualifizierung des Montageprozesses hochminiaturisierter elektronischer Bauelemente
FAPS, ix u. 194 Seiten, 97 Bilder, 28 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-314-4.

Band 346: Toni Donhauser
Ressourcenorientierte Auftragsregelung in einer hybriden Produktion mittels betriebsbegleitender Simulation
FAPS, xix u. 242 Seiten, 97 Bilder, 17 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-316-8.

Band 347: Philipp Amend

Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen LPT, xv u. 154 Seiten, 67 Bilder. 2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

Band 348: Matthias Ehlert

Simulationsunterstützte funktionale Grenzlagenabsicherung KTmfk, xvi u. 300 Seiten, 101 Bilder, 73 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-328-1.

Band 349: Thomas Sander

Ein Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung des Verbundes von Kunststoffsubstraten mit harten Dünnschichten KTmfk, xiv u. 178 Seiten, 88 Bilder, 21 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-330-4.

Band 350: Florian Pilz

Fließpressen von Verzahnungselementen an Blechen LFT, x u. 170 Seiten, 103 Bilder, 4 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-332-8.

Band 351: Sebastian Josef Katona

Evaluation und Aufbereitung von Produktsimulationen mittels abweichungsbehafteter Geometriemodelle KTmfk, ix u. 147 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-336-6.

Band 352: Jürgen Herrmann

Kumulatives Walzplattieren. Bewertung der Umformeigenschaften mehrlagiger Blechwerkstoffe der ausscheidungshärtbaren Legierung AA6014 LFT, x u. 157 Seiten, 64 Bilder, 5 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-344-1.

Band 353: Christof Küstner

Assistenzsystem zur Unterstützung der datengetriebenen Produktentwicklung KTmfk, xii u. 219 Seiten, 63 Bilder, 14 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-348-9.

Band 354: Tobias Gläfel

Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenwicklungen für automobiler Traktionsantriebe FAPS, xiv u. 206 Seiten, 89 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-356-4.

Band 355: Andreas Meinel

Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Axialschwingungen auf Reibung und Verschleiß in Zylinderrollenlagern KTmfk, xii u. 162 Seiten, 56 Bilder, 7 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-358-8.

Band 356: Hannah Riedle

Haptische, generische Modelle weicher anatomischer Strukturen für die chirurgische Simulation FAPS, xxx u. 179 Seiten, 82 Bilder, 35 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-367-0.

Band 357: Maximilian Landgraf

Leistungselektronik für den Einsatz dielektrischer Elastomere in aktorischen, sensorischen und integrierten sensomotorischen Systemen FAPS, xxiii u. 166 Seiten, 71 Bilder, 10 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-380-9.

Band 358: Alireza Esfandiyari

Multi-Objective Process Optimization for Overpressure Reflow Soldering in Electronics Production FAPS, xviii u. 175 Seiten, 57 Bilder, 23 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-382-3.

Band 359: Christian Sand

Prozessübergreifende Analyse komplexer Montageprozessketten mittels Data Mining FAPS, XV u. 168 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-398-4.

Band 360: Ralf Merkl

Closed-Loop Control of a Storage-Supported Hybrid Compensation System for Improving the Power Quality in Medium Voltage Networks FAPS, xxvii u. 200 Seiten, 102 Bilder, 2 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-402-8.

Band 361: Thomas Reitberger

Additive Fertigung polymerer optischer Wellenleiter im Aerosol-Jet-Verfahren FAPS, xix u. 141 Seiten, 65 Bilder, 11 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-400-4.

Band 362: Marius Christian**Fechter**

Modellierung von Vorentwürfen in der virtuellen Realität mit natürlicher Fingerinteraktion KTmfk, x u. 188 Seiten, 67 Bilder, 19 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-404-2.

Band 363: Franziska Neubauer

Oberflächenmodifizierung und Entwicklung einer Auswertemethodik zur Verschleißcharakterisierung im Presshärteprozess LFT, ix u. 177 Seiten, 42 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-406-6.

Band 364: Eike Wolfram Schäffer

Web- und wissensbasierter Engineering-Konfigurator für roboterzentrierte Automatisierungslösungen FAPS, xxiv u. 195 Seiten, 108 Bilder, 25 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-410-3.

Band 365: Daniel Gross

Untersuchungen zur kohlenstoffdioxidbasierten kryogenen Minimalmengenschmierung REP, xii u. 184 Seiten, 56 Bilder, 18 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-412-7.

Band 366: Daniel Junker

Qualifizierung laser-additiv gefertigter Komponenten für den Einsatz im Werkzeugbau der Massivumformung LFT, vii u. 142 Seiten, 62 Bilder, 5 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-416-5.

Band 367: Tallal Javied

Totally Integrated Ecology Management for Resource Efficient and Eco-Friendly Production FAPS, xv u. 160 Seiten, 60 Bilder, 13 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-418-9.

Band 368: David Marco Hochrein

Wälzlager im Beschleunigungsfeld – Eine Analysestrategie zur Bestimmung des Reibungs-, Axial-schub- und Temperaturverhaltens von Nadelkränzen – KTmfk, xiii u. 279 Seiten, 108 Bilder, 39 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-420-2.

Band 369: Daniel Gräf

Funktionalisierung technischer Oberflächen mittels prozessüberwachter aerosolbasierter Drucktechnologie FAPS, xxii u. 175 Seiten, 97 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-433-2.

Band 370: Andreas Gröschl

Hochfrequent fokusabstandsmodierte Konfokalsensoren für die Nanokoordinatenmesstechnik FMT, x u. 144 Seiten, 98 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-435-6.

Band 371: Johann Tüchsen

Konzeption, Entwicklung und Einführung des Assistenzsystems D-DAS für die Produktentwicklung elektrischer Motoren KTmfk, xii u. 178 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-437-0.

Band 372: Max Marian

Numerische Auslegung von Oberflächenmikrotexturen für geschmierte tribologische Kontakte KTmfk, xviii u. 276 Seiten, 85 Bilder, 45 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-439-4.

Band 373: Johannes Strauß

Die akustooptische Strahlformung in der Lasermaterialbearbeitung LPT, xvi u. 113 Seiten, 48 Bilder. 2021. ISBN 978-3-96147-441-7.

Band 374: Martin Hohmann

Machine learning and hyper spectral imaging: Multi Spectral Endoscopy in the Gastro Intestinal Tract towards Hyper Spectral Endoscopy LPT, x u. 137 Seiten, 62 Bilder, 29 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-445-5.

Band 375: Timo Kordaß

Lasergestütztes Verfahren zur selektiven Metallisierung von epoxidharzbasierten Duromeren zur Steigerung der Integrationsdichte für dreidimensionale mechatronische Package-Baugruppen FAPS, xviii u. 198 Seiten, 92 Bilder, 24 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-443-1.

Band 376: Philipp Kestel

Assistenzsystem für den wissensbasierten Aufbau konstruktionsbegleitender Finite-Elemente-Analysen KTmfk, xviii u. 209 Seiten, 57 Bilder, 17 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-457-8.

Band 377: Martin Lerchen

Messverfahren für die pulverbettbasierte additive Fertigung zur Sicherstellung der Konformität mit geometrischen Produktspezifikationen FMT, x u. 150 Seiten, 60 Bilder, 9 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-463-9.

Band 378: Michael Schneider

Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten FAPS, xxii u. 189 Seiten, 79 Bilder, 14 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-465-3.

Band 379: Tobias Sprügel

Sphärische Detektorflächen als Unterstützung der Produktentwicklung zur Datenanalyse im Rahmen des Digital Engineering KTmfk, xiii u. 213 Seiten, 84 Bilder, 33 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-475-2.

Band 380: Tom Häfner

Multipulseffekte beim Mikro-Materialabtrag von Stahllegierungen mit Pikosekunden-Laserpulsen LPT, xxviii u. 159 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-479-0.

Band 381: Björn Heling

Einsatz und Validierung virtueller Absicherungsmethoden für abweichungs-behaftete Mechanismen im Kontext des Robust Design KTmfk, xi u. 169 Seiten, 63 Bilder, 27 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-487-5.

Band 382: Tobias Kolb

Laserstrahl-Schmelzen von Metallen mit einer Serienanlage – Prozesscharakterisierung und Erweiterung eines Überwachungssystems LPT, xv u. 170 Seiten, 128 Bilder, 16 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-491-2.

Band 383: Mario Meinhardt

Widerstandselementenschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit LFT, xii u. 189 Seiten, 87 Bilder, 4 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-473-8.

Band 384: Felix Bauer

Ein Beitrag zur digitalen Auslegung von Fügeprozessen im Karosseriebau mit Fokus auf das Remote-Laserstrahlschweißen unter Einsatz flexibler Spanntechnik LFT, xi u. 185 Seiten, 74 Bilder, 12 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-498-1.

Band 385: Jochen Zeitler

Konzeption eines rechnergestützten Konstruktionssystems für optomechatronische Baugruppen FAPS, xix u. 172 Seiten, 88 Bilder, 11 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-499-8.

Band 386: Vincent Mann

Einfluss von Strahloszillation auf das Laserstrahlschweißen hochfester Stähle LPT, xiii u. 172 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-503-2.

Band 387: Chen Chen

Skin-equivalent opto-/elastofluidic in-vitro microphysiological vascular models for translational studies of optical biopsies
LPT, xx u. 126 Seiten, 60 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-505-6.

Band 388: Stefan Stein

Laser drop on demand joining as bonding method for electronics assembly and packaging with high thermal requirements
LPT, x u. 112 Seiten, 54 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-507-0

Band 389: Nikolaus Urban

Untersuchung des Laserstrahlschmelzens von Neodym-Eisen-Bor zur additiven Herstellung von Permanentmagneten
FAPS, x u. 174 Seiten, 88 Bilder, 18 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-501-8.

Band 390: Yiting Wu

Großflächige Topographiemessungen mit einem Weißlichtinterferenzmikroskop und einem metrologischen Rasterkraftmikroskop
FMT, xii u. 142 Seiten, 68 Bilder, 11 Tab. 2022.
ISBN: 978-3-96147-513-1.

Band 391: Thomas Papke

Untersuchungen zur Umformbarkeit hybrider Bauteile aus Blechgrundkörper und additiv gefertigter Struktur
LFT, xii u. 194 Seiten, 71 Bilder, 16 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-515-5.

Band 392: Bastian Zimmermann

Einfluss des Vormaterials auf die mehrstufige Kaltumformung vom Draht
LFT, xi u. 182 Seiten, 36 Bilder, 6 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-519-3.

Band 393: Harald Völkl

Ein simulationsbasierter Ansatz zur Auslegung additiv gefertigter FLM-Faserverbundstrukturen
KTmfk, xx u. 204 Seiten, 95 Bilder, 22 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-523-0.

Band 394: Robert Schulte

Auslegung und Anwendung prozessangepasster Halbzeuge für Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, x u. 163 Seiten, 93 Bilder, 5 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-525-4.

Band 395: Philipp Frey

Umformtechnische Strukturierung metallischer Einleger im Folgeverbund für mediendichte Kunststoff-Metall-Hybridbauteile
LFT, ix u. 180 Seiten, 83 Bilder, 7 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-534-6.

Band 396: Thomas Johann Luft

Komplexitätsmanagement in der Produktentwicklung - Holistische Modellierung, Analyse, Visualisierung und Bewertung komplexer Systeme
KTmfk, xiii u. 510 Seiten, 166 Bilder, 16 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-540-7.

Band 397: Li Wang

Evaluierung der Einsetzbarkeit des lasergestützten Verfahrens zur selektiven Metallisierung für die Verbesserung passiver Intermodulation in Hochfrequenzanwendungen
FAPS, xxii u. 151 Seiten, 72 Bilder, 22 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-542-1.

Band 398: Sebastian Reitelshöfer

Der Aerosol-Jet-Druck Dielektrischer Elastomere als additives Fertigungsverfahren für elastische mechatronische Komponenten
FAPS, xxv u. 206 Seiten, 87 Bilder, 13 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-547-6.

Band 399: Alexander Meyer

Selektive Magnetmontage zur Verringerung des Rastmomentes permanenterregter Synchronmotoren
FAPS, xv u. 164 Seiten, 90 Bilder, 18 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-555-1.

Band 400: Rong Zhao

Design verschleißreduzierender amorpher Kohlenstoffschichtsysteme für trockene tribologische Gleitkontakte
KTmfk, x u. 148 Seiten, 69 Bilder, 14 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-557-5.

Band 401: Christian P. J. Schwarzer

Kupfersintern als Fügetechnologie für Leistungselektronik
FAPS, xxvii u. 234 Seiten, 125 Bilder, 24 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-566-7.

Band 402: Alexander Horn

Grundlegende Untersuchungen zur Gradierung der mechanischen Eigenschaften pressgehärteter Bauteile durch eine örtlich begrenzte Aufkohlung
LFT, xii u. 204 Seiten, 58 Bilder, 6 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-568-1.

Band 403: Artur Klos

Werkstoff- und umformtechnische Bewertung von hochfesten Aluminiumblechwerkstoffen für den Karosseriebau
LFT, x u. 192 Seiten, 73 Bilder, 12 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-572-8.

Band 404: Harald Schmid

Ganzheitliche Erarbeitung eines Prozessverständnisses von Tiefziehprozessen mit Ziehstücken auf Basis mechanischer und tribologischer Analysen
LFT, xiii u. 211 Seiten, 78 Bilder, 5 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-577-3.

Band 405: Johannes Henneberg

Blechmassivumformung von Funktionsbauteilen aus Bandmaterial
LFT, viii u. 176 Seiten, 101 Bilder, 2 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-579-7.

Band 406: Anton Schmailzl

Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen
LPT, xiii u. 157 Seiten, 84 Bilder, 7 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-583-4.

Band 407: Alexander Wolf
Modellierung und Vorhersage menschlichen Interaktionsverhaltens zur Analyse der Mensch-Produkt Interaktion
KTmfk, x u. 207 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-585-8.

Band 408: Tim Weikert
Modifikationen amorpher Kohlenstoffschichten zur Anpassung der Reibungsbedingungen und zur Erhöhung des Verschleißschutzes
KTmfk, xvii u. 258 Seiten, 91 Bilder, 9 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-589-6.

Band 409: Stefan Götz
Frühzeitiges konstruktionsbegleitendes Toleranzmanagement
KTmfk, ix u. 276 Seiten, 127 Bilder, 13 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-593-3.

Band 410: Markus Hubert
Einsatzpotenziale der Rotationsschneidtechnologie in der Verarbeitung von metallischen Funktionsfolien für mechatronische Produkte
FAPS, xviii u. 139 Seiten, 86 Bilder, 7 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-603-9.

Band 411: Manfred Vogel
Grundlagenuntersuchungen und Erarbeitung einer Methodik zur Herstellung maßgeschneiderter Halbzeuge auf Basis eines neuartigen flexiblen Walzprozesses
LFT, ix u. 176 Seiten, 61 Bilder, 11 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-605-3.

Band 412: Michael Weigelt
Multidimensionale Optionenanalyse alternativer Antriebskonzepte für die individuelle Langstreckenmobilität
FAPS, xv u. 222 Seiten, 89 Bilder, 38 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-607-7.

Band 413: Frank Bodendorf
Machine Learning im Cost Engineering des Supply Managements
FAPS, xiii u. 165 Seiten, 75 Bilder, 13 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-609-1.

Band 414: Maximilian Metzler
Planung und Simulation taktiler, intelligenter und kollaborativer Roboterfähigkeiten in der Montage
FAPS, xix u. 174 Seiten, 72 Bilder, 3 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-611-4.

Band 415: Tina Buker
Ein Ansatz zur Reduktion produktinduzierter Nutzerstigmatisierung durch Förderung einer gleichermaßen gebrauchstauglichen wie emotionalen Produktgestalt
KTmfk, x u. 236 Seiten, 54 Bilder, 44 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-613-8.

Band 416: Marlene Kuhn
Model-based Traceability System Development for Complex Manufacturing Applying Blockchain and Graphs
FAPS, xv u. 167 Seiten, 63 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-615-2.

Band 417: Benjamin Lengenfelder
Remote photoacoustic sensing using speckle-analysis for biomedical imaging
LPT, xv u. 124 Seiten, 86 Bilder, 10 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-617-6.

Band 418: Benjamin Pohrer
Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden
KTmfk, xv u. 258 Seiten, 103 Bilder, 10 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-621-3.

Band 419: Matthias Friedlein
Zuverlässigkeitsmethoden zur Beschleunigung von Qualifizierungsuntersuchungen für Steckkontakte
FAPS, xxv u. 162 Seiten, 98 Bilder, 7 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-625-1.

Band 420: Thomas Stoll
Laser Powder Bed Fusion von Kupfer auf Aluminiumoxid-Keramiken
FAPS, xxvii u. 236 Seiten, 103 Bilder, 11 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-631-2.

Band 421: Eric Eschner
Relation of Particle Motion and Process Zone Formation as a Basis for Sensing Approaches within PBF-LB/M
LPT, xiv u. 143 Seiten, 87 Bilder, 0 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-633-6.

Band 422: Mehari, Fanuel
Laser-induced Breakdown Spectroscopy (LIBS) as a diagnostics tool for biological tissue analysis.
LPT, xv u. 145 Seiten, 68 Bilder, 12 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-641-1

Band 423: Leicht, Uwe
Ultraschallüberlagertes Umformen und Verstemmen von Stahlwerkstoffen
LFT, xi u. 165 Seiten, 65 Bilder, 6 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-643-5

Abstract

This staking process is characterized by high process forces, which severely limit the use of the joining process. The superimposition of forming processes with high-frequency mechanical oscillation in the ultrasonic range represents a well-known approach for reducing process forces.

As part of this work, a basic process understanding for the ultrasonic superimposed staking process on the high-alloy stainless steel X17CrNi16² was developed and the force-reducing mechanisms of a vibration superimposition were identified. In the experiment, the superimposition of ultrasonics allowed the process force to be reduced by up to 59 % with comparable joint strength. Dynamic influences via the superposition principle and tribological influences due to reduced surface friction could be proven to be the decisive mechanisms for the force reduction. In addition, the slight wobbling movement of the forming punch ensures an additional reduction in the process force. The reduced staking force during generating the joint connection in combination with the comparable load capacity of the joint shows considerable potential of expanding the process limits.

Das Verstemmverfahren ist durch hohe Prozesskräfte gekennzeichnet, welche den Einsatz des Fügeverfahrens stark eingrenzen. Die Überlagerung mechanischer Füge- und Umformprozesse mit Ultraschall zeigt großes Potential Fügekräfte zu reduzieren und damit Prozessgrenzen zu erweitern. Mangelnde Prozesskenntnisse verhindern jedoch bislang die industrielle Anwendung ultraschallüberlagerter Verfahren. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein grundlegendes Prozessverständnis für den ultraschallüberlagerten Verstemmprozess an hochlegiertem Edelstahl erarbeitet und die kraftreduzierenden Wirkmechanismen der schwingungsüberlagerung identifiziert. Durch die Ultraschallüberlagerung konnte dabei im Experiment die Prozesskraft um bis zu 59 %, bei vergleichbarer Verbindungsfestigkeit gesenkt werden. Die maßgeblichen Mechanismen der Kraftreduzierung konnten auf dynamische Einflüsse über das Superpositionsprinzip sowie tribologische Einflüsse durch eine verringerte Oberflächenreibung zurückgeführt werden. Überdies führt eine leichte Taumelbewegung des Umformstempels, bedingt durch die dynamische Anregung, für eine zusätzliche Reduzierung der Prozesskraft. In Kombination mit der vergleichbaren Verbindungsfestigkeit birgt die reduzierte Verstemmkraft ein beträchtliches Potential zur Erweiterung der Prozessgrenzen des Fügeverfahrens.

ISBN 978-3-96147-643-5

