

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Jannik Konstantin Schwalm

Hämmerndes Drehen

Entwicklung eines hybriden Prozesses zur hauptzeit-
parallelen mechanischen Oberflächenbehandlung und
Oberflächentexturierung während der Zerspanung

Band 307

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Prof. Dr.-Ing. Frederik Zanger

Jannik Konstantin Schwalm

Hämmerndes Drehen

Entwicklung eines hybriden Prozesses zur hauptzeit-
parallelen mechanischen Oberflächenbehandlung und
Oberflächentexturierung während der Zerspanung

Band 307

Hämmerndes Drehen

Entwicklung eines hybriden Prozesses zur hauptzeitparallelen
mechanischen Oberflächenbehandlung und Oberflächentexturierung
während der Zerspanung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Maschinenbau des
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

angenommene

Dissertation

von

Jannik Konstantin Schwalm, M.Sc.

aus Tuttlingen

Tag der mündlichen Prüfung: 24. Februar 2026
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Korreferent: PD Dr.-Ing. habil. Daniel Meyer

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.

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2026

Copyright Shaker Verlag 2026

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

Print-ISBN	978-3-8191-0596-8
PDF-ISBN	978-3-8191-0643-9
ISSN	2944-6430
eISSN	2944-6449

Shaker Verlag GmbH • Am Langen Graben 15a • 52353 Düren
Telefon: 02421 / 99 0 11 - 0 • Telefax: 02421 / 99 0 11 - 9
Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Vorwort des Herausgebers

Die schnelle und effiziente Umsetzung innovativer, nachhaltiger und wirtschaftlicher Technologien stellt den entscheidenden Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen dar. Universitäten können als "Wertschöpfungspartner" einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, indem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund wird im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit der Leistungssteigerung von additiven und subtraktiven Fertigungsverfahren, den Produktionsanlagen und der Prozessautomatisierung sowie mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung von Produktionssystemen und -netzwerken. Hierbei werden jeweils technologische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza

Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Prof. Dr.-Ing. Frederik Zanger

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Arbeit ist während meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderten Projekts „Hämmerndes Drehen – Integration der mechanischen Oberflächenbehandlung in den Zerspanungsprozess“ entstanden.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze für die Betreuung der Arbeit als Hauptreferent und Herrn PD Dr.-Ing. habil. Daniel Meyer für die Übernahme des Korreferats sowie Frau Prof. Dr.-Ing. Anne Meyer für den Prüfungsvorsitz.

Darüber hinaus danke ich Dr.-Ing. Michael Gerstenmeyer für die fachkundige Anleitung in meiner frühen Phase als akademischer Mitarbeiter am wbk und die lehrreiche Zusammenarbeit. Ebenso danke ich meinen Kolleginnen und Kollegen für die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre und den guten fachlichen Austausch. Ein großer Dank geht an meinen Abschlussarbeiter Mike Görtz und meine wissenschaftliche Hilfskraft Felix Mann, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Bedanken möchte ich mich auch bei den Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern aller Service-Center und der Werkstatt des wbk sowie des IAMs für die Unterstützung.

Besonderer Dank gilt meiner Familie und meiner Freundin Dorothea Mayer für die Unterstützung während der Erstellung dieser Arbeit und meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter am wbk.

Karlsruhe, im März 2026

Jannik Konstantin Schwalm

Kurzfassung

Die Herstellung hochbelastbarer metallischer Bauteile umfasst in vielen Fällen eine mehrstufige Prozesskette, die von der spanenden Fertigung über die mechanische Oberflächenbehandlung bis hin zur Oberflächentexturierung reicht. Dies erfolgt in einzelnen Prozessschritten, die sequentiell aufeinander aufbauen und nicht parallelisiert werden können. In der vorliegenden Arbeit wird eine Prozesskombination der vibrationsunterstützten Zerspanung, bezeichnet als "Hämmernendes Drehen", vorgestellt, welche eine mechanische Oberflächenbehandlung und Mikrotexturierung mit der Zerspanung verbindet. Hierfür wurde ein spezielles piezoelektrisches Werkzeugsystem entwickelt, welches eine biaxiale, synchrone Bewegung des Zerspanungswerkzeugs ermöglicht. Alleinstellungsmerkmal des Hämmernenden Drehens ist eine der Schnittgeschwindigkeit überlagerte Schwingung, die bei korrekter Wahl der Stellgrößen zu einer periodischen Unterbrechung der Zerspanung führt. Während dieser Entkoppelung führt das Zerspanungswerkzeug eine hämmerähnliche Bewegung aus, die eine plastische Deformation und Verformung der Randschicht hervorruft, infolge derer es zu einer Einbringung von Druckeigenspannungen, begleitet von einer Oberflächentexturierung, kommt. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit erfolgt eine experimentelle sowie mittels FEM-Simulation unterstützte Untersuchung der Modifikation der Randschicht durch die Prozesskombination. Der Einfluss dieser veränderten Randschichtzustände auf die Bauteileigenschaften wird anschließend in tribologischen Untersuchungen, in denen der Gleit- und Haftreibungskoeffizient sowie das Verschleißverhalten bestimmt werden, untersucht. Weiter erfolgt eine Schwingfestigkeitsuntersuchung, die näher analysiert, wie die Texturierung der Oberfläche und die Druckeigenspannungen wechselwirken und diese beeinflussen.

Abstract

The manufacturing of high-performance metal structural components often involves a multi-stage process chain, ranging from machining and mechanical surface treatment to surface texturing. This takes place in individual process steps that are based on each other sequentially and cannot be parallelized. This thesis presents a special process combination of vibration-assisted machining, termed “Hammering Turning”, which combines mechanical surface treatment and microtexturing with machining. A special piezo-electric tool system was developed for this purpose, which enables a biaxial, synchronous movement of the cutting tool. The key feature of Hammering Turning is an oscillation superimposed on the cutting speed, which causes a periodic interruption of the cutting process if the parameters are set appropriately. During this decoupling, the cutting tool performs a hammer-like movement that causes plastic deformation and work hardening of the surface layer, resulting in the formation of residual compressive stresses and surface texturing. In this thesis, an experimental and FEM simulation-based investigation of the modification of the surface layer by the process combination was carried out. The influence of these modified surface layer states on the properties of the components is then investigated in tribological examinations, in which the sliding and static friction coefficient is determined, as well as the wear behavior. Furthermore, a fatigue resistance study was carried out to analyze in more detail how the texturing of the surface and the residual compressive stresses interact and influence them.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen und Formelzeichen	V
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Aufbau der Arbeit	2
2 Stand der Forschung und Technik	3
2.1 Randschichtzustände und Bauteileigenschaften	3
2.1.1 Eigenspannungen	4
2.1.2 Härte und Mikrostruktur	5
2.2 Mechanische Oberflächenbehandlung	6
2.2.1 Einfluss auf Eigenspannungszustand	6
2.2.2 Mechanische Oberflächenbehandlung als Prozesskombination	7
2.2.3 Härte und Mikrostruktur	8
2.3 Vibrationsunterstützte Zerspanung	9
2.3.1 Resonante Systeme	10
2.3.2 Nichtresonante Systeme	10
2.3.3 Aktuatoren	11
2.3.1 Einfluss vibrationsunterstützter Zerspanung auf die Mikrostruktur	12
2.3.2 Einfluss vibrationsunterstützter Zerspanung auf Eigenspannungen	13
2.4 Oberflächentextur und Tribologie	13
2.4.1 Textur	15
2.4.2 Tribologische Mechanismen	15
2.4.3 Geometriemerkmale	16
2.4.4 Prozesse für die Texturierung	17
2.4.5 Einfluss von Texturen auf die Tribologie	20
2.4.6 Einfluss von Texturen auf die Schwingfestigkeit	21
2.5 Fazit aus dem Stand der Forschung und Technik	23

3	Zielsetzung und Vorgehensweise	25
3.1	Zielsetzung	25
3.2	Vorgehensweise	27
4	Versuchseinrichtungen	28
4.1	Prozessstrategie Hämmerndes Drehen	28
4.1.1	Prozessbeschreibung	28
4.1.2	Mathematische Beschreibung	28
4.1.3	Analogieversuche mit Maschinenkinematik	34
4.1.4	Versuchsdurchführung Prozesse	35
4.2	Versuchswerkstoffe und Probengeometrien	36
4.2.1	Vertikaldrehmaschine	36
4.2.2	Versuchswerkstoffe	36
4.2.3	Probengeometrie	37
4.2.4	Werkzeuge	39
4.3	Biaxiales piezoelektrisches Werkzeugsystem	41
4.3.1	Mechanischer Aufbau	41
4.3.2	Piezoelektrischer Aufbau	42
4.3.3	Integrierte Messtechnik	46
4.3.4	Modalanalyse	48
4.3.5	Steifigkeit und Dynamik des Werkzeugsystems	49
4.4	Analysetechnik	49
4.4.1	Randschichtzustände	50
4.4.2	Quasistatischer Zugversuch	54
4.4.3	Tribometer	54
4.4.4	Schwingfestigkeit	59
5	Kinematische und numerische Simulation	61
5.1	Kinematische Durchdringungsrechnung	61
5.2	Finite-Elemente-Simulation	63
5.2.1	Analogieversuche	63

5.2.2	Hämmerndes Drehen	64
6	Ergebnisse	66
6.1	Analogieversuche	66
6.1.1	Einzeleindrücke	66
6.1.2	Prozesskräfte	67
6.1.3	Topographie	69
6.1.4	Eigenspannungen	74
6.1.5	Finite-Elemente-Simulation	79
6.1.6	Mikrostruktur	80
6.1.7	Mikrohärtetiefenverläufe	81
6.1.8	Diskussion und Zusammenfassung der Analogieversuche	82
6.2	Untersuchung des Härteanstiegs und des Materialflusses beim Hämmernden Drehen einer Aluminiumlegierung	86
6.2.1	Mikrohärtetiefenverlauf	87
6.2.2	Werkzeugeinzelwege	87
6.2.3	Fazit zur Untersuchung des Härteanstiegs und des Materialflusses beim Hämmernden Drehen einer Aluminiumlegierung	90
6.3	Charakterisierung des Werkzeugsystems	90
6.3.1	Dynamisches Verhalten	90
6.3.2	Statische Steifigkeit	96
6.3.3	Fazit Charakterisierung des piezoelektrischen Werkzeugsystems	98
6.4	Prozesskräfte	99
6.4.1	Messung der Prozesskräfte	99
6.4.2	Umformenergie	106
6.4.3	Zweidimensionale-FEM-Simulation	111
6.4.4	Diskussion und Zusammenfassung der Prozesskräfte	117
6.5	Resultierende Randschichtzustände	121
6.5.1	Einfluss der Prozessstellgrößen	121
6.5.2	Verfestigung	135
6.5.3	Mikrostruktur und Gefüge	138

6.5.4	Eigenspannungen	141
6.5.5	Diskussion und Zusammenfassung der Randschichtzustände	154
6.6	Bauteilverhalten	157
6.6.1	Tribologische Untersuchung	157
6.6.2	Schwingfestigkeit	171
6.6.3	Diskussion und Zusammenfassung des Bauteilverhaltens	176
7	Diskussion Hämmerndes Drehen	180
8	Zusammenfassung und Ausblick	182
8.1	Zusammenfassung	182
8.2	Ausblick	184
9	Eigene Veröffentlichungen	I
10	Literaturverzeichnis	III

Abkürzungen und Formelzeichen

Formelzeichen	Größe	Einheit
A	Bruchdehnung	%
A_g	Gleichmaßdehnung	%
a_H	Eindrucktiefe	μm
$a_{c,o}$	Amplitude der Schwingung in Schnittrichtung	μm
a_p	Schnitttiefe	mm
A_{spez}	Spezifische texturierte Fläche	μm^2
C	Kapazität	F
d_b	Bahnabstand	μm
d_i	Abstand der Eindrücke in Schnittrichtung	μm
d_k	Mittlerer Korndurchmesser	mm
E_i	Umformenergie in Richtung i	J
$f_{c,o}$	Frequenz der Schwingung in Schnittrichtung	Hz
$F_{i,t}$	Gemessene Kraft in Richtung i zum Zeitpunkt t	N
F_N	Normalkraft	N
F_R	Reibkraft	N
f_c	Vorschub	mm/U
FWHM	Halbwertsbreite	°
H	Härte des Verschleißkörpers	Pa

HV	Härte Vickers	HV
$i_{\max}$	Maximaler Strom	A
K	Formfaktor	-
k	Anzahl der Werkzeugkontakte	-
k_k	Werkzeugkontakte in Element k	-
$\bar{k}$	Gemittelte Überdeckung	-
K_{HP}	Korngrenzwiderstand	$\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$
K_R	Verschleißkonstante	-
K_θ	Spannungskonzentrationsfaktor	-
K_t	Spannungskonzentrationsfaktor	-
n_L	Lastspielzahl	-
N90 %	Ausfallwahrscheinlichkeit	-
P	Aufgebrachte Last	N
p	Kerbgrundradius	mm
R	Spannungsverhältnis	-
R_e	Streckgrenze	MPa
$R_{p\ 0,2}$	Dehngrenze	MPa
R_m	Zugfestigkeit	MPa
R_q	Quadratischer Mittelwert Topographiehöhe	μm^2
r_ε	Eckenradius	mm
S_{ges}	Gesamtsteifigkeit	N/m

S_n	Einzelsteifigkeit n	N/m
$\bar{S}$	Kantenverrundungen	μm
$S_{\text{Piezo,max}}$	Maximale Auslenkung Piezo	μm
S_a	Mittlere arithmetische Höhe Topographie	μm
S_z	Maximale Höhe der Topographie	μm
t	Kerbhöhe	mm
t_h	Zeitpunkt der Hämmerbewegung	-
T_N	Streuspanne	-
$u(t)$	Spannung	V
U_0	Spannungsamplitude Sinus	V
$U_{\text{Piezo,max}}$	Maximale Spannung Piezo	V
U_{max}	Maximale Spannung	V
$v_{c,\text{eff}}$	Effektive Schnittgeschwindigkeit	m/min
$v_{c,\text{max}}$	Maximale Schnittgeschwindigkeit	m/min
$v_{c,o}$	Geschwindigkeit der Schwingung	m/min
v_c	Schnittgeschwindigkeit	m/min
v_g	Gleitgeschwindigkeit	mm/s
$V_{\text{mp}10\%}$	Spitzenmaterialvolumen	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$
W	Verschleißvolumen	mm^3
$x_{c,o}$	Auslenkung des Werkzeugs	μm
$x_{i,t}$	Auslenkung in Richtung i zum Zeitpunkt t	μm

α	Freiwinkel	°
ΔA_k	Fläche des Elements k	mm ²
Δt	Zeitschritt	s
γ	Spanwinkel	°
λ	Schmierfilmhöhenparameter	-
λ_s	Neigungswinkel	°
θ	Texturwinkel	°
φ	Rotationswinkel	°
ψ	Kippwinkel	°
ω	Frequenz	Hz
σ_{11}	Normalspannungskomponente 11	MPa
σ_{22}	Normalspannungskomponente 22	MPa
σ_0	Startspannung für Versetzungsbewegung	MPa
σ_R	Kombinierte Oberflächenrauheit	μm
σ_a	Randspannungsamplitude	MPa
τ_{12}	Scherspannungskomponente 12	MPa

1 Einleitung

In der vorliegenden Arbeit wird eine Prozesskombination der vibrationsunterstützten Zerspanung, bezeichnet als "Hämmerndes Drehen", vorgestellt, welche eine mechanische Oberflächenbehandlung und Mikrotexturierung mit der Zerspanung verbindet. Alleinstellungsmerkmal des Hämmernden Drehens ist eine der Schnittgeschwindigkeit überlagerte Schwingung, die zu einer periodischen Unterbrechung der Zerspanung führt und zugleich eine hämmerähnliche Bearbeitung der Oberfläche bewirkt.

1.1 Motivation

Eine Mikrotexturierung der Oberfläche findet in vielen technischen Bereichen Anwendung, wobei ihr insbesondere in der Tribologie eine bedeutende Funktion zukommt. Die hier zum Einsatz kommenden Texturelemente sind oftmals durch die Natur inspiriert, was als "Bionik" bezeichnet wird (Han & Mu et al. 2016). Häufig werden diese Texturen durch eine Laserbearbeitung erzeugt, wobei die Textur durch Ablation oder Umschmelzen des Werkstoffs entsteht (Mao & Siddaiah et al. 2020). Für hochbelastete Bauteile, wie sie beispielsweise in der Luft- und Raumfahrt zum Einsatz kommen, ist aber nicht nur die Topographie, also die Gestalt der Oberfläche, entscheidend, sondern der gesamte Randschichtzustand. Dieser ist entscheidend für die Lebensdauer dieser Bauteile, sowohl hinsichtlich der Schwingfestigkeit als auch des tribologischen Verhaltens. Die Einstellung der Randschichtzustände kann durch eine mechanische Oberflächenbehandlung, wie z.B. Festwalzen, erfolgen. Dabei werden durch eine plastische Verformung der Randschicht günstige Druckeigenspannungen eingebracht (Wohlfahrt 2000). Neben der Topographie und der Randschicht ist auch die Geometrie eines Bauteils essenziell für seine Funktion, wobei sowohl Lage- als auch Formtoleranzen eingehalten werden müssen. Der erste Schritt vom Halbzeug zum fertigen Bauteil ist häufig eine spanende Bearbeitung, bei der subtraktiv Material entfernt wird. Bei Bauteilen mit vielen rotationssymmetrischen Geometriemerkmalen ist die Zerspanung in einem Drehprozess häufig das Mittel der Wahl. Diese Verfahren werden in der Prozesskette der Fertigung sequentiell verknüpft, wobei jeder Prozess seine eigenen spezialisierten Werkzeuge benötigt und oft auf unterschiedlichen Werkzeugmaschinen durchgeführt wird. Dies erfordert bei der Fertigung solcher Bauteile zwangsläufig eine Vielzahl spezialisierter Maschinen und Werkzeuge für einen Prozessschritt, was den Ressourcenverbrauch erhöht. Da dies hohe Herstellungskosten verantwortet wird in der Forschung

und Entwicklung kontinuierlich daran gearbeitet, die Prozesse, wenn möglich, zu substituieren oder in Prozesskombinationen zusammenzufassen. Diesbezüglich sind das Drehwalzen (Denkena & Meyer et al. 2007) oder die Komplementärzerspanung (Gerstenmeyer & Zanger et al. 2016) zu nennen, die eine Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung mit einem kombinierten Werkzeug ermöglichen. Diese Prozesskombinationen gestatten jedoch keine zielgerichtete Texturierung der Oberfläche, abgesehen von den Vorschubmarken in Längsrichtung. Die vibrationsunterstützte Zerspanung bietet dagegen die Möglichkeit, eine Texturierung der Oberfläche durch eine Zerspanung vorzunehmen, was in der Hochpräzisionszerspanung mit Diamantwerkzeugen umgesetzt wird (Zhou & Cheng 2009). Bei dieser kommt es jedoch kaum zu einer tiefgreifenden Veränderung der Randschicht, da plastische Verformungen fast gänzlich vermieden werden.

1.2 Aufbau der Arbeit

In dieser Arbeit wird ein Ansatz für die Anwendung der vibrationsunterstützten Zerspanung bei niedriger Frequenz vorgestellt, welcher eine mechanische Oberflächenbehandlung und Texturierung in die Zerspanung integriert. Dieser nutzt ausschließlich das Zerspanungswerkzeug für die Bearbeitung. Hierfür wird ein spezialisiertes, aktorisch betriebenes Werkzeugsystem konzeptioniert, welches durch seine hämmerähnliche Bewegung eine plastische Deformation der Randschicht bei einer gleichzeitigen Texturierung ermöglicht. Die damit umgesetzte Prozesskombination wird als "Hämmerndes Drehen" bezeichnet. Zunächst wird in der Abhandlung auf den Stand der Technik und Forschung eingegangen, um die Grenzen der bestehenden Technik zu identifizieren, und die Zielsetzung sowie Vorgehensweise abzuleiten. Danach werden alle in dieser Arbeit verwendeten Analysemethoden und selbst entwickelten Versuchseinrichtungen aufgezeigt und beschrieben, sowie die verwendeten Simulationsmethoden vorgestellt. Im Anschluss erfolgt die Darstellung und Diskussion der Ergebnisse, die sowohl die Ergebnisse von Analogieversuchen als auch die Charakterisierung der Grenzen des konzipierten Werkzeugsystems beinhalten. Im weiteren Verlauf erfolgt die Analyse der Randschichtzustände, die durch den Prozess eingestellt werden können. Abschließend wird eine Betrachtung des Bauteilverhaltens vorgenommen, wobei die tribologischen Eigenschaften und die Schwingfestigkeit unter zyklischer Belastung untersucht werden. Den Abschluss bilden eine Zusammenfassung sowie ein Ausblick auf mögliche weitere Forschungsaktivitäten.

2 Stand der Forschung und Technik

Der Stand der Forschung hinsichtlich der Modifikation der Randschichtzustände und der Texturierung von Oberflächen ist Ausgangspunkt für diese Arbeit. Dies umfasst insbesondere den Einfluss einer mechanischen Oberflächenbehandlung und der vibrationsunterstützten Zerspanung auf den Eigenspannungszustand und die Topographie in Form einer Oberflächentextur. Darüber hinaus wird dargestellt, wie sich diese auf das Bauteilverhalten in Bezug auf die tribologische und schwingungstechnische Lebensdauer auswirken.

2.1 Randschichtzustände und Bauteileigenschaften

Die Bauteileigenschaften werden nicht nur durch charakteristische Materialeigenschaften, wie z.B. Zugfestigkeit, E-Modul oder Dichte, beeinflusst, sondern die Eigenschaften der Bauteiloberfläche bzw. der Randschicht beeinflussen diese ebenfalls. Die Randschicht stellt die direkte Schnittstelle zu anderen Bauteilen und Medien im System dar und ist somit der Haupteinflussfaktor bei tribologischen und chemischen Belastungen. Weiter stellt die Bauteiloberfläche den Ausgangspunkt für einen Anriss und das folgende Risswachstum unter zyklischen Belastungen dar. Die Randschichtzustände werden im Wesentlichen durch die vier Größen Topographie, Härte, Mikrostruktur und Eigenspannungszustand definiert, die im wissenschaftlichen Kontext unter dem Begriff "Surface Integrity" zusammengefasst werden. Die erste wissenschaftliche Abhandlung zu diesen Größen erfolgte 1964 durch (Field & Kahles 1964). Die Randschichtzustände werden dabei unmittelbar durch die bei der Bearbeitung entstehende thermomechanische Belastung beeinflusst (Jawahir & Brinksmeier et al. 2011). Infolgedessen spielen sowohl der Prozess als auch die vorliegenden Randbedingungen eine entscheidende Rolle für die Randschichtzustände und somit die Bauteileigenschaften (Karpuschewski & Kinner-Becker et al. 2022). Die gezielte Einstellung dieser Randschichtzustände wird häufig bei hochbelasteten Bauteilen, wie sie beispielsweise in der Luft- und Raumfahrt zum Einsatz kommen, durchgeführt. Hierbei wird ein ergänzender Prozessschritt, die mechanische Oberflächenbehandlung, angewendet. Diese dient ausschließlich der Einstellung der Randschichtzustände und stellt somit einen Kostenfaktor in der Produktion dar (Wohlfahrt 2000). Die Randschichtzustände stellen sich bei der Zerspanung jedoch nicht stochastisch ein, sondern beruhen auf physikalischen Mechanismen. Dies ermöglicht durch eine gezielte Regelung der Prozessstellgrößen und Kompensation von Störgrößen die Einstellung der Randschichtzustände während der Zerspanung.

Dieser Ansatz der Regelung wird aktuell in der Wissenschaft fokussiert und wird unter dem Begriff der „Oberflächenkonditionierung“ zusammengefasst (Schulze & Aurich et al. 2024).

2.1.1 Eigenspannungen

Gemäß der Definition von (Macherauch & Wohlfahrt et al. 1973) sind Eigenspannungszustände in einem abgeschlossenen System als statisch mehrachsige Spannungen im Gleichgewicht zu verstehen, die ohne äußere Kräfte oder Momente vorliegen. Temperaturbedingte Spannungen sind somit ausgeschlossen. Die Eigenspannungen lassen sich in drei Arten unterteilen: Eigenspannungen I. Art sind über größere Werkstoffbereiche (mehrere Körner), Eigenspannungen II. Art über kleinere Werkstoffbereiche (ein Korn oder Kornbereich) nahezu homogen. Die Eigenspannungen III. Art sind über die kleinsten Werkstoffbereiche (mehrere Atomabstände) inhomogen. Aufgrund ihrer technischen Relevanz werden im Weiteren hauptsächlich die Eigenspannungen I. Art betrachtet. Nach (Kloos 1979) kann die Entstehung von Eigenspannungen der I. Art verschiedene Ursachen haben. Einerseits können diese als Wärmeeigenspannungen auftreten, die durch thermische Spannungen entstehen. Diese überschreiten die Fließgrenze und führen zu plastischer Verformung, die im späteren thermischen Gleichgewicht zu Eigenspannungen führen. Eine weitere Form der Eigenspannungen sind die durch makroskopische teilplastische Verformungen bedingten Belastungseigenspannungen. Diese entstehen, nachdem eine äußere Kraft oder ein Moment eine teilplastische Verformung bewirkt hat. Nach der Entlastung führt dies zu einer Eigenspannungsverteilung. Dieser Effekt wird technisch bei der mechanischen Oberflächenbehandlung genutzt. Die bei der mechanischen Oberflächenbehandlung wirkenden Mechanismen, die eine plastische Verformung der Randschicht bewirken, können durch zwei Elementarprozesse modelliert werden. Das sind die Hertzsche Pressung (Hertz 1882), bei der das Maximum der Druckeigenspannungen unterhalb der Oberfläche liegt, und die plastische Streckung (Scholtes 1991), bei der das Maximum der Druckeigenspannung direkt an der Oberfläche liegt. Durch Reibung und andere Effekte sind in realen Systemen aber immer beide Mechanismen wirksam.

2.1.2 Härte und Mikrostruktur

Durch jegliche mechanische Bearbeitung der Oberfläche wird eine plastische Verformung des Werkstoffs hervorgerufen, was eine Erhöhung der Versetzungsdichte und Veränderung der Mikrostruktur, zu Folge hat. Dies kann zu einem Härteanstieg führen, der beispielsweise mit mechanischen Eindringverfahren für die Härteprüfung, wie dem Vickersverfahren, ermittelt werden kann (Friedel 1957; Clarebrough & Hargreaves 1959). Die Erhöhung der Versetzungsdichte ruft eine Kaltverfestigung des Werkstoffs hervor, die bei röntgenographischen Messungen als eine Vergrößerung der Halbwertsbreite (engl. full width at half maximum (FWHM)) nachgewiesen werden kann, da Versetzungen Mikroeigenstressen in den Körnern vergrößern (Fu & Chu et al. 2018; Nakagawa & Hayashi et al. 2020). Starke Verformung oder hohe Temperaturen können zu einer Rekristallisation des Gefüges führen. Dies äußert sich in einer feinkörnigen Mikrostruktur. Diese zusätzlichen Korngrenzen rufen einen Härteanstieg durch das gegenseitige Blockieren von Versetzungsbewegungen hervor, was durch die Hall-Petch-Beziehung beschrieben wird (Sylwestrowicz & Hall 1951; Petch 1953):

$$R_e = \sigma_0 + \frac{K_{HP}}{\sqrt{d_k}} \quad 2-1$$

R_e = Streckgrenze

σ_0 = Startspannung für die Versetzungsbewegung

K_{HP} = Korngrenz Widerstand

d_k = Mittlerer Korndurchmesser

Die plastische Verformung des Mikrogefüges kann durch unterschiedliche Intensitäten von einer einfachen Verzerrung des Gefüges bis hin zur Neubildung des Gefüges als eine nanokristalline Schicht reichen (Pyun & Suh et al. 2012). Die Art des Werkstoffs ist entscheidend für das Kaltverfestigungsverhalten, Werkstoffe von geringer Festigkeit und geringer initialer Versetzungsdichte besitzen ein höheres Verfestigungspotenzial und können ein Anstieg der Härte aufweisen. Hochfeste Werkstoffe, wie Vergütungsstähle, die eine sehr hohe initiale Versetzungsdichte aufweisen, besitzen nur ein geringes Verfestigungspotenzial und keine oder nur eine geringfügige Härtesteigerung ist nachweisbar. Durch Abbau der Versetzungen durch Versetzungsannihilation bzw. Kristallerholung oder Phasentransformation kann es sogar zu einer Abnahme der Härte kommen (Peeters & Seefeldt et al. 2001; Cottrell 2001). Die Härte einer Bauteiloberfläche hat direkten Einfluss auf die Bauteileigenschaften. So führt eine höhere Härte zu

einer Verringerung des Verschleißvolumens, was durch das Rabinowicz-Gesetz beschrieben wird (Rabinowicz & Tanner 1966):

$$W = K_R \frac{P}{H} \quad 2-2$$

W = Verschleißvolumen

P = Aufgebrachte Last

H = Härte des Verschleißkörpers

K_R = Verschleißkonstante

2.2 Mechanische Oberflächenbehandlung

Die Optimierung des Bauteilverhaltens über dessen Randschichtzustände hinsichtlich der Schwingfestigkeit oder der Verringerung der Oberflächenrauheit kann durch eine mechanische Oberflächenbehandlung erfolgen. Diese erfolgt durch eine gezielte elastisch-plastische Verformung der Randschicht der Bauteile, wobei tiefer liegende Schichten plastisch verformt werden. Zu den typischen Verfahren zählen das Festwalzen, das Kugelstrahlen und das maschinelle Oberflächenhämmern (Wohlfahrt 2000; Schulze 2006). Es besteht eine Vielzahl an Sammelpublikationen, in denen Forschungsergebnisse zu etablierten Verfahren zusammengetragen wurden. Zu diesen zählen beispielsweise (Malaki & Ding 2015) über das Ultraschallhämmern oder (Schulze & Bleicher et al. 2016; Chan & Cheng 2022) über das maschinelle Oberflächenhämmern und Glattwalzen.

2.2.1 Einfluss auf Eigenspannungszustand

Mit den größten Einfluss auf die Erhöhung der Schwingfestigkeit durch die mechanische Oberflächenbehandlung hat der Anstieg von Druckeigenspannungen in der Randschicht. Das maschinelle Oberflächenhämmern stellt ein etabliertes Verfahren dar, bei dem periodisch Energie in Form eines Hämmerpulses in den Werkstoff eingebracht wird. Diese kinetische Energie wird im Werkstoff anteilig in Wärme und eine plastische Verformung umgewandelt. Die Anregung des Hammerkopfs kann dabei pneumatisch, elektromagnetisch oder piezoelektrisch erfolgen (Chan & Cheng 2022). Die Eigenspannungen weisen in der Regel Anisotropie auf, d. h., sie unterscheiden sich in Bearbeitungs- und Vorschubrichtung hinsichtlich Betrag und Tiefenverlauf. Während in Vorschubrichtung das Maximum der Druckeigenspannungen unter der Oberfläche liegt und meist geringer ausfällt, befindet es sich in Bearbeitungsrichtung an der Oberfläche (Bleicher & Lechner et al. 2012). Als eine weitere Entwicklung wurde das Piezopeening vorgestellt von (Lienert & Hoffmeister et al. 2013), bei dem ein

piezoelektrischer Aktuator eine plastische Deformation und Modifikation der Randschicht hervorruft. Es konnte nachgewiesen werden, dass mit dem neuen Verfahren ein breites Spektrum an Eigenspannungstiefenverläufen durch die Parameter eingestellt werden kann, wobei die Amplitude einen signifikanten Einfluss hat. Darüber hinaus konnte gezeigt werden, dass eine deutliche Steigerung der Lebensdauer erzielt werden kann, wobei die Streuung der ertragbaren Lastspielzahlen im Vergleich mit dem Ausgangszustand deutlich reduziert wurde (Lienert & Hoffmeister et al. 2014). Der Eigenspannungszustand kann aber nicht nur durch eine mechanische Oberflächenbehandlung verändert werden. Auch die Zerspanung selbst verändert den Eigenspannungszustand der bearbeiteten Bauteile. Bei duktilen Werkstoffen resultieren daraus häufig unerwünschte Zugeigenspannungen, wobei die höchsten Spannungen an der Oberfläche vorliegen. Auch der Spanwinkel übt einen Einfluss auf die Spannungszustände aus (Henriksen 1951). Auch die Mikrogeometrie der Schneidkante hat einen Einfluss. So werden durch scharfe Kanten tendenziell Druckeigenspannungen und durch große Verrundungen Zugeigenspannungen hervorgerufen (Colwell 1958). Dieser Ansatz, eine mechanische Oberflächenbehandlung durch eine Regelung der thermomechanischen Lastkollektive in der Zerspanung zu substituieren, wurde in einem umfangreichen Schwerpunktprogramm für die geometrisch bestimmte Zerspanung und das Schleifen untersucht (Stampfer & González et al. 2021).

2.2.2 Mechanische Oberflächenbehandlung als Prozesskombination

Weiter besteht die Möglichkeit die mechanische Oberflächenbehandlung nicht durch die Zerspanung zu substituieren, sondern dies in einer Prozesskombination in die Zerspanung zu integrieren. Hierbei kann eine Werkzeugkombination aus Zerspanungswerkzeug und Werkzeug für die mechanische Oberflächenbehandlung (Denkena & Meyer et al. 2007) eingesetzt werden oder diese direkt mit dem Zerspanungswerkzeug durchgeführt werden (Gerstenmeyer & Zanger et al. 2016). Für die Randschichtmodifikation von AL70775-T6 wurde ein Verfahren zur mechanischen Oberflächenbehandlung mit konventionellen Wendeschneidplatten mit extrem negativem Spanwinkel im orthogonalen Schnitt untersucht. Bei diesem Prozess, als Reiben bezeichnet, wurde das Werkstück mehrfach überlaufen. Aufgrund der hohen Gleitgeschwindigkeiten kam es zu einer Verschlechterung der Oberfläche und es traten hohe Zugeigenspannungen auf. Eine gleichzeitige Zerspanung und mechanische Bearbeitung der Oberfläche war

somit nicht möglich bzw. führte zu starken Instabilitäten (Denkena & Breidenstein et al. 2010). Ähnliche Untersuchungen wurden für die Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4 bei niedrigen Geschwindigkeiten durchgeführt. Durch einen zweiten Prozessschritt, bei dem das Werkzeug in rückwärtiger Richtung mit reduzierter Bearbeitungsgeschwindigkeit über die Bauteiloberfläche mit einer Zustellung von 10 μm bis 20 μm bewegt wird, konnte von (Gerstenmeyer 2018) eine mechanische Oberflächenbehandlung durch die Freifläche des Werkzeugs erzielt werden. Diese Prozesskombination wird als Komplementärzerspanung bezeichnet. In Folge dessen konnte eine Optimierung der Randschicht hinsichtlich ihrer Druckeigenspannung und Topographie erzielt werden, was zu einer deutlichen Steigerung der Lastspielzahlen unter schwingender Belastung führte (Gerstenmeyer & Zanger et al. 2018). Ein Ansatz, bei dem beide Prozesse, die Zerspanung und die mechanische Oberflächenbehandlung, parallel durchgeführt werden, ist das Drehwalzen. Hierbei wird dem Zerspanungswerkzeug ein hydrostatisches Festwalzwerkzeug nachgeführt (Denkena & Grove et al. 2016). Ein Nachteil dieses Ansatzes ist, dass für beide Prozesse die gleiche Geschwindigkeit und Vorschub gewählt werden müssen. Es konnte festgestellt werden, dass bei hoher Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 700 \text{ m/min}$ die hohe Temperatur durch die Zerspanung die maximal erreichbaren Druckeigenspannungen reduziert.

2.2.3 Härte und Mikrostruktur

Durch die plastische Deformation der Randschicht bei der mechanischen Oberflächenbehandlung kann es ebenfalls zur Bildung nanokristalliner Schichten und einem Anstieg der Härte kommen. In der Arbeit von (Wang & Tao et al. 2003) wurde ein niedrig kohlenstoffhaltiger Stahl mit einer Ausgangskorngröße von 30 μm durch das „Surface Mechanical Attrition Treatment (SMAT)“ mit einer 10 μm dicken nanokristallinen Schicht mit Korngrößen von ca. 15 nm versehen. Mittels Nanoidenterhärtmessungen konnte eine Steigerung der Härte von 1,85 GPa auf 3 GPa an der Oberfläche festgestellt werden. Durch diese Schicht konnte eine deutliche Senkung des Reibungskoeffizienten und des Verschleißes erreicht werden. Als maßgeblicher Faktor hierfür wird die deutliche Erhöhung der Härte der Oberfläche genannt, die bei geringer Last das Pflügen und die Mikrozerspanung verringert und bei höheren Lasten die Oberflächenermüdung. Mit dem "Ultrasonic nanocrystal surface modification treatment", einem Verfahren zur maschinellen Oberflächenhämmern mit kontinuierlichem Kontakt, können ebenfalls nanokristalline Schichten erzeugt werden (Pyoun 2000). Gegenstand der Untersuchung von

(Amanov & Cho et al. 2012) waren Proben aus 105Cr4, die mit diesem Verfahren bearbeitet wurden. Es konnte eine Steigerung der Randhärte auf 840 HV_{0,3} ausgehend von 720 HV_{0,3} gezeigt werden. Zudem konnte das Verschleißvolumen um 60 % und der Reibungskoeffizient um 25 % im Vergleich zu einer geschliffenen Probe reduziert werden. Diese Ergebnisse werden auf die hohe Härte des nanokristallinen Gefüges zurückgeführt. Diese Reduktion lässt sich nicht allein auf die Härte zurückführen, sondern auch auf die entstehende Oberflächentextur von Mikrodimples, die aber in den tribologischen Untersuchungen abgetragen wurde. Es konnte dennoch eine Verbesserung zu den geschliffenen Oberflächen festgestellt werden. Eine nanokristalline Randschicht hat ebenfalls Einfluss auf die Lebensdauer von Bauteilen und kann diese erhöhen, da die Entstehung von Ermüdungsrissen verzögert wird. Hierzu tragen zwei Effekte bei, einerseits hemmen nanokristalline Körner die Initialrissbildung und andererseits verlangsamen große Körner die Rissausbreitung, sodass die gradierte Korngröße in der Randschicht optimale Vorraussetzungen schafft (Vinogradov 2007). (Cao & Pyoun et al. 2010) konnte bei dem Vergütungsstahl C45 die Rissbeständigkeit um mehr als 48 % steigern, was zu einer Lebensdauererhöhung von 33 % führte. Die Schichtdicke nahm dabei in Abhängigkeit der Hämmerintensität zwischen 2 µm und 30 µm an, während die Härte von 220 HV auf 436 HV gesteigert werden konnte.

2.3 Vibrationsunterstützte Zerspanung

Bei der vibrationsunterstützten Zerspanung (engl. vibration assisted machining (VAM)) wird der Schnittbewegung des Werkzeugs mindestens eine zusätzliche Bewegungskomponente mit kleiner Amplitude und hoher Frequenz überlagert (Brehl & Dow 2008). Die erste technische Erwähnung der vibrationsunterstützten Bearbeitung erfolgte 1952 in einem Patent über abrasive slurry machining bzw. ultrasonic impact grinding von (Balamuth 1952). Die erste wissenschaftliche Arbeit zu diesem Thema wurde zwei Jahre später ebenfalls von (Balamuth 1954) verfasst. Dieses Verfahren mit einem ungebundenen Schleifkorn wurde dann für die geometrisch bestimmte Zerspanung weiterentwickelt. Die erste wissenschaftliche Implementierung des vibrationsunterstützten Drehens erfolgte 1968 mithilfe eines elektrohydraulischen Servosystems. Dieses System arbeitete mit Frequenzen zwischen 0 Hz und 125 Hz bei einer Amplitude von 0,1 mm (Skelton 1968). Durch diese Neuerung konnte eine erhebliche Reduktion der Vorschubkraft festgestellt werden, wohingegen die Reduktion der Tangentialkraft gering ausfiel. Als mögliche Ursache wird die Reibungsreduktion durch eine Oxidschicht

auf der Schneide diskutiert, die sich durch den periodischen Luftschnitt ausbildet. Die Klassifizierung der vibrationsunterstützten Zerspanung kann gemäß (Bai & Gao et al. 2023) in unterschiedliche Gruppen erfolgen, wobei die Einteilung nach Schwingungsfrequenz, -richtung und -amplitude erfolgen kann. Die Unterscheidung nach der Frequenz kann in Hochfrequenzsysteme mit einer Frequenz von mehr als 20 kHz, die im Ultraschallbereich arbeiten und daher auch als ultraschallunterstützte Zerspanung bezeichnet werden, erfolgen. Demgegenüber stehen niederfrequente Systeme mit einer Frequenz unter 5 kHz. Die typischen Anwendungen dieser Systeme sind das fast tool servo machining, das der Texturierung dient (Trumper & Lu 2007), und das modulation assisted machining (MAM), das der Spanformung dient (Mann & Guo et al. 2011). Nach (Brehl & Dow 2008) können Systeme zur vibrationsunterstützten Zerspanung hinsichtlich ihrer Schwingungsform in resonante und nichtresonante Systeme unterteilt werden. Ferner können diese Systeme entsprechend ihrer Mehrachsigkeit von einfachen linearen 1D-Systemen bis hin zu komplexen 3D-Systemen untergliedert werden.

2.3.1 Resonante Systeme

Bei den resonanten Systemen kommen fast ausschließlich Systeme im Ultraschallbereich zum Einsatz. Diese Systeme operieren mit der Eigenfrequenz des Systems und sind aufgebaut aus einem Ultraschallwandler, welcher mit einer geringen Amplitude und hoher Frequenz die Sonotrode in ihrer Eigenfrequenz anregt (KUO 2009). Die Sonotrode fungiert hierbei zugleich als Werkzeug- oder Werkstückhalter, was in der Auslegung der Eigenfrequenz ebenfalls berücksichtigt werden muss. Diese Systeme erlauben ausschließlich kontinuierliche harmonische Schwingungen, deren Amplitude sowie Frequenz durch die Gestaltung der Sonotrode vorgegeben sind. Somit ist die Flexibilität dieser Systeme limitiert und erfordert eine präzise Auslegung (Zheng & Chen et al. 2020). Die harmonische Schwingung ermöglicht es jedoch, bei sehr hohen Frequenzen bis über 30 kHz große Amplituden von mehr als 20 μm zu erreichen. Die Auslegung der Sonotroden kann durch den Einsatz von FEM-Berechnungen unterstützt werden (Seah & Wong et al. 1993).

2.3.2 Nichtresonante Systeme

Dem gegenüber stehen nichtresonante Systeme, bei denen eine erzwungene Schwingung bzw. Positionierung im Gegensatz zur harmonischen Schwingung erfolgt. Dies erlaubt neben der variablen Einstellung von Amplitude und Frequenz in den Grenzen

des Systems auch die Realisierung von nichtphysikalischen Schwingungen wie Pulsen, Rechteck- oder Dreiecksprofilen. Da es sich bei diesen Systemen im klassischen Sinne nicht mehr um eine Schwingung handelt, die durch Massenträgheit und eine Rückstellkraft definiert sind, sondern um ein hochdynamisches Positionieren, ist es technisch anspruchsvoll, hohe Frequenzen zu erreichen (Lin & Han et al. 2017). Des Weiteren können diese Systeme sehr wohl resonant auf eine Anregung antworten, weshalb die Arbeitsfrequenz unter der Eigenfrequenz der Struktur liegen muss. Eines der ersten biaxialen Systeme und damit eine neuartige Zerspanungsstrategie stellte (Shamoto & Moriwaki 1994) als "Elliptical Vibration Cutting" vor. Hierbei kam ein nichtresonantes Piezosystem zum Einsatz, bei dem sehr geringe Schnittgeschwindigkeiten bei einer maximalen Frequenz von 6 Hz und einer Amplitude von 5 μm vorlagen. Durch die elliptische Schnittbewegung konnte die Spanungsdicke und damit die Schnittkräfte bei der Präzisionszerspanung von sauerstofffreiem Kupfer signifikant reduziert werden.

2.3.3 Aktuatoren

Für die Schwingungsanregung benötigen sowohl resonante als auch nichtresonante Systeme einen Aktuator, der elektrische Energie in mechanische Energie umwandelt. Die am häufigsten in wissenschaftlichen Arbeiten verwendeten Aktuatortypen sind elektromagnetische und piezoelektrische Aktuatoren (Zheng & Chen et al. 2020), auch wenn wie gezeigt, servohydraulische oder pneumatische Systeme bereits zum Einsatz kamen. Für die ersten vibrationsunterstützten Anwendungen wurden elektromagnetische Systeme verwendet, da piezoelektrische Aktoren in dieser Leistungsklasse noch nicht verfügbar waren. Bei diesen Aktuatoren wird ein Magnetkern im Inneren der elektrischen Spule durch eine Wechselspannung in Schwingung versetzt. Dieser ist mechanisch mit dem Werkzeug oder Werkstück verbunden, und regt dieses mit der Frequenz des elektromagnetischen Feldes an. Die Systeme sind daher von ihrem mechanischen und elektrischen Aufbau recht simpel, weisen jedoch auch Nachteile auf. Zu diesen zählen die hohe Verlustleistung und damit einhergehende Wärmeentwicklung, sowie der große Bauraum dieser Systeme, der eine Integration in das Werkzeug erschwert. So wurde mittels eines elektromagnetischen Shakers eine Vibrationsunterstützung beim Schleifen mit einer Frequenz von 20 Hz bis 200 Hz bei sehr hoher Amplitude umgesetzt (Chen & Huo et al. 2018; SAKAGUCHI & KUMABE 1975). Ebenso kann die Magnetostriktion genutzt werden, bei der sich ferromagnetische Materialien unter einem magnetischen Feld verformen, was höhere Frequenzen bis

35 kHz ermöglicht (Xiang & Yue et al. 2010). Im Vergleich mit Piezoaktuatoren tritt aber ein hoher Energieverlust im System auf (John & Sirohi et al. 2007). Piezoelektrische Aktoren hingegen nutzen die piezoelektrische Eigenschaft von Piezokeramiken, sich durch eine elektrische Ladungsänderung zu verformen (Curie & Curie 1880). Vorgespannte Piezoaktuatoren können somit einfach elektrische Energie in mechanische Energie umwandeln (Roth 1949). Sie zeichnen sich durch hohe Energiedichte, schnelles Ansprechverhalten und hohe Positioniergenauigkeit aus und eignen sich daher für höhere Frequenzen bis in den Ultraschallbereich. Aus diesem Grund werden sie in den meisten vibrationsunterstützten Systemen eingesetzt.

2.3.1 Einfluss vibrationsunterstützter Zerspanung auf die Mikrostruktur

Beim vibrationsunterstützten Drehen von CuZn37 mit einem einachsigen schwingenden Ultraschallwerkzeug wurden von (Liu & Zhang et al. 2021) die Werkzeuggeometrie und Schwingung so gestaltet, dass es bei der Bewegungskomponente des Werkzeugs in Zustellrichtung zu einem Kontakt zwischen der Freifläche und Werkstück kam. In der Folge setzt das Werkzeug auf der zuvor spanend geformten sinusförmigen Textur des Werkstücks auf und deformiert den Werkstoff begleitet von einer Scherung durch die Relativgeschwindigkeit. Die Scherung des Gefüges in der Randschicht, welche deutlich an zur Schnittrichtung geneigten Korngrenzen sichtbar ist, reicht bis in eine Tiefe von 10 μm . Neben einer möglichen Verzerrung der Mikrostruktur kann die ultraschallunterstützte Zerspanung zu einer Veränderung der Randschichthärte und Mikrostruktur führen. Bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45 durch (Wei & Zou et al. 2023) mit einem 3D-Ultraschallsystem konnte eine Reduktion der Korngröße um 43,5 % zur konventionellen Zerspanung beobachtet werden, wobei sich die Tiefe der feinkörnigen Schicht reduzierte. Die feinere Kornbildung wurde auf die erhöhte Dehnrates durch die vibrationsunterstützte Zerspanung mit einer Frequenz von 28,4 kHz zurückgeführt. Dies steht im Widerspruch mit den Erkenntnissen aus Simulation und Experiment im orthogonalen Schnitt von Ti6Al4V durch (Bai & Sun et al. 2017). Hier wurde ermittelt, dass bei der einachsigen ultraschallunterstützten Zerspanung größere und gleichförmigere Körner vorliegen. Des Weiteren wurde bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls durch die ultraschallunterstützte Zerspanung eine höhere Härte in der Randschicht nachgewiesen, als dies bei der konventionellen Zerspanung der Fall ist.

2.3.2 Einfluss vibrationsunterstützter Zerspanung auf Eigenspannungen

Bei der vibrationsunterstützten Zerspanung können inhomogene Eigenspannungen auftreten, da lokal unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten und Schnitttiefen vorliegen. Mittels eines zweidimensionalen mathematischen Modells wurde für die analytische, geschlossene Berechnung von Eigenspannungen von (Huang & Zhang et al. 2018) ein periodischer Verlauf der Eigenspannungen berechnet. Dieser ist abhängig von der Phasenverschiebung der Werkzeugwege und der dadurch variierenden Spannungsdicke. Eine numerische und analytische Untersuchung der zweidimensionalen vibrationsunterstützten Zerspanung von Ti6Al4V wurde von (Kurniawan & Ahmed et al. 2021) durchgeführt. Dabei wurde festgestellt, dass hohe Druckeigenspannungen auftreten können, die auf eine hämmerähnliche Wirkung des Werkzeugs und eine erhöhte Schnittgeschwindigkeit zurückzuführen sind. Bei der Untersuchung des vibrationsunterstützten Drehens des gleichen Werkstoffs durch (Maraju & Pasam 2019) erfolgte die Analyse experimentell sowie simulativ. Hierbei wurde ein Ultraschallsystem mit einer Amplitude von 20 μm und einer Frequenz von 20 kHz genutzt. In den Experimenten und Simulationen konnte eine Zunahme der Druckeigenspannungen von 35 % nachgewiesen werden, wobei bei der konventionellen Zerspanung Zugspannungen vorlagen. Diese Beobachtung wird auf die geringere Temperatur bei der vibrationsunterstützten Zerspanung zurückgeführt.

2.4 Oberflächentextur und Tribologie

Bei Kontakt zwischen zwei Festkörpern wird ein tribologisches System gebildet, bei dem die beiden Körper entweder vollständig oder teilweise durch einen Zwischenstoff getrennt sein können, der als Schmierstoff bezeichnet wird. Aufgrund der Topographie der beiden Körper berühren sich diese jedoch nicht flächig, sondern lediglich an den Rauheitsspitzen. Infolgedessen ist die tatsächliche Kontaktfläche mikroskopisch deutlich kleiner als die makroskopische (Czichos & Habig 2020). Unter Einsatz eines Schmierstoffes können in Abhängigkeit der Gleitgeschwindigkeit mehrere Reibungszustände in Abhängigkeit der Höhe des sich ausbildenden Schmierfilms definiert werden. Die daraus resultierende Stribeck-Kurve erfolgt unter Auftragung der Reibungszahl μ , als Verhältnis der Reibungskraft F_R zur orthogonalen Normalkraft F_N über den Schmierfilmhöhenparameter λ , der den Quotienten der Schmierfilmhöhe h zur kombinierten Oberflächenrauheit σ_R der beiden Reinkörper beschreibt (Stribeck 1903):

$$\mu = \frac{F_R}{F_N} \quad 2-3$$

μ = Reibwert
 F_R = Reibkraft
 F_N = Normalkraft

$$\lambda = \frac{h}{\sigma_R} = \frac{h}{\sqrt{R_{q1}^2 + R_{q2}^2}} \quad 2-4$$

λ = Schmierfilmhöhenparameter
 h = Filmdicke
 σ_R = Kombinierte Oberflächenrauheit
 R_q = Quadratischer Mittelwert Topographiehöhe

Die Stribeck-Kurve weist vier Bereiche in Abhängigkeit des Schmierfilmhöhenparameters auf: Festkörperreibung ($\lambda = 0$), Grenzreibung ($\lambda < 1$), Mischreibung ($1 < \lambda < 3$) und Fluidreibung ($\lambda > 3$) (Czichos & Habig 2020). Der Verlauf der Reibungszahl über diese Bereiche ist in Abbildung 2-1 für den Schmierfilmhöhenparameter aufgetragen. Bei der Festkörperreibung kommt es zum unmittelbaren Kontakt der beiden Festkörper, ohne dass sich ein Zwischenstoff zwischen diesen befindet. Sind die Reibpartner jedoch von einem molekularen Grenzschriftfilm bedeckt, handelt es sich um die Grenzreibung. Werden beide Festkörper komplett durch einen tragenden Fluidfilm voneinander getrennt, so wird dies als Fluidreibung bezeichnet. Tritt sowohl eine Festkörper- als auch Fluidreibung auf, ist dies als Mischreibung einzuordnen.

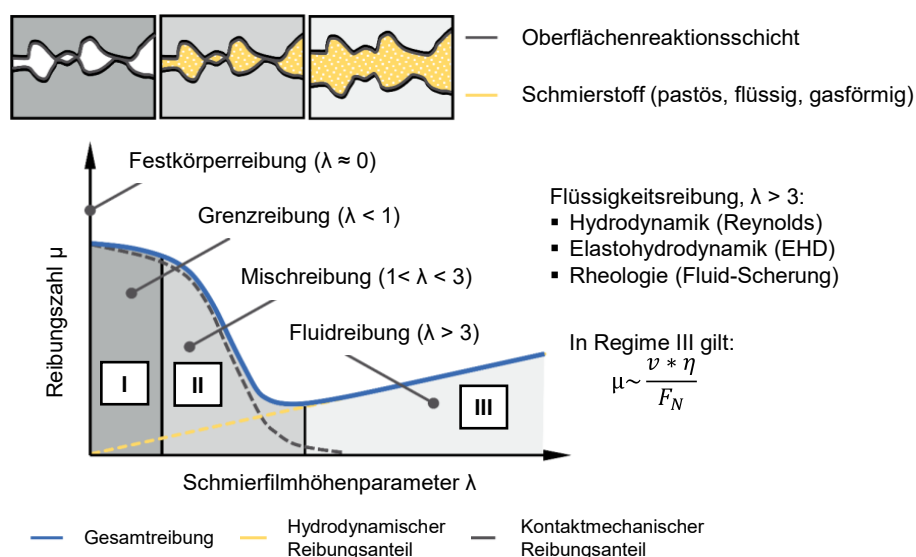


Abbildung 2-1: Reibungs- und Schmierzustände der Stribeck-Kurve nach (Marian 2021; Habig & Knoll 2020)

2.4.1 Textur

Oberflächentexturen sind Abweichungen von einer vollkommen ebenen Fläche, folglich weist jede reale Oberfläche auf mindestens einer Skala eine Textur auf. Die Textur wird dabei durch Größe, Form, Dichte, Anordnung und Proportion der Elemente beschrieben. Texturen können dabei sowohl strukturiert als auch stochastisch sein. Nach (Cross & Jain 1983) sind strukturierte Texturen als organisierte Flächenphänomene zu betrachten, die in Primitive unterteilt werden können, die spezifische räumliche Verteilungen aufweisen. Die stochastischen Texturen werden von (Hassner & Sklansky 1980) als ein stochastisches, möglicherweise periodisches, zweidimensionales Bildfeld definiert.

2.4.2 Tribologische Mechanismen

Ein positiver Effekt von texturierten Oberflächen auf die tribologischen Eigenschaften wurde bereits 1966 von (Hamilton & Walowit et al. 1966) nachgewiesen. In dessen Arbeit wurden photolithografisch Texturen in Oberflächen geätzt, wodurch eine verbesserte Tragfähigkeit im hydrodynamischen Kontakt erreicht werden konnte. Die Wirkungsmechanismen einer Texturierung der Oberfläche, können in drei Kategorien klassifiziert werden. Dies sind die hydrodynamische Wirkung, die Schmierstoffspeicherung und die Aufnahme von Debris Partikeln (Wu & Bao et al. 2021).

Hydrodynamische Wirkung

Hierbei wirkt eine Erhöhung auf der Oberfläche im geschmierten Kontakt als hydrodynamisches Lager, was zu einer asymmetrischen Druckverteilung führt. Vor der Erhöhung kommt es zu einem Druckanstieg, der anschließend wieder abfällt, wobei sich die Kräfte anfänglich aufheben. Wird die Relativgeschwindigkeit jedoch so weit erhöht, dass es zu Kavitation kommt, kann der Druck nicht unter den Dampfdruck des Flüssigkeitsfilms sinken und es kommt zu einer erhöhten Tragkraft des Fluidfilms (Ramesh & Akram et al. 2013; Hamilton & Walowit et al. 1966). Der erhöhte hydrostatische Druck bewirkt eine Verschiebung des Ausklinkpunktes, an dem die Mischreibung in Fluidreibung übergeht zu niedrigeren Gleitgeschwindigkeiten bzw. zu höheren Lasten. Dieser kann als Kriterium für die Bewertung herangezogen werden (Zhang & Hua et al. 2017).

Schmierstoffspeicherung

Konkave Texturen können Schmierstoffe speichern und diese im tribologischen Kontakt freigeben, wodurch Reibung und Verschleiß reduziert werden können (Kovalchenko &

Ajayi et al. 2011). Durch Hochgeschwindigkeitsaufnahmen und Simulationen konnten (Wang & Zhao et al. 2023) zeigen, dass gespeichertes Öl im tribologischen Kontakt aus den Schmieraschen austritt und anschließend wieder in diese hineingezogen wird. Die Simulationen zeigen, dass dies durch die elastische Verformung der Schmieraschen unterstützt wird.

Aufnahme von Debris

Im tribologischen Kontakt entstehen Abriebpartikel, die als "Debris" bezeichnet werden. Diese fördern den Verschleiß und erhöhen die Reibung durch erhöhte Reibspannungen. Vertiefungen in der Oberfläche können diese Partikel aufnehmen und sogar abführen. Dieser Mechanismus ist sowohl im geschmierten als auch im ungeschmierten Kontakt wirksam (Pettersson & Jacobson 2003).

2.4.3 Geometriemerkmale

Die dreidimensionale Gestalt einer Textur kann durch ihre Grundform, das Bodenprofil, die Größe und die Tiefe sowie bei unsymmetrischen Texturen, deren Orientierung, beschrieben werden (Gropper & Wang et al. 2016). Weiter können ein Texturaspektverhältnis sowie eine globale Texturdichte angegeben werden. Die Bodengeometrie der Texturen ist dabei von entscheidender Bedeutung für den hydrodynamischen Schmierfilm. Es konnte in einer simulativen Studie von (Nanbu & Ren et al. 2008) unterschiedlicher Bodengeometrien gezeigt werden, dass konvergente Formen einen höheren Druck aufbauen als divergierende Formen. Diese Erkenntnis wurde durch die Untersuchung mehrerer konvergenter Geometrien sowie flacher Bodenformen gewonnen. Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen, dass sowohl konvergente Profile als auch flache Bodenprofile die Dicke des Schmierfilms erhöhen. Im Fall der flachen Bodengeometrie ist dies auf einen Stufeneffekt zurückzuführen, bei dem sich ein Staudruck aufbaut. Eine Texturierung der Oberfläche mit geeigneten anisotropen Dimples kann ebenfalls zu einer Anisotropie des Reibungskoeffizienten führen. (Lu & Wood et al. 2017) haben dreieckige Dimples, im geschmierten Kontakt bei unterschiedlichen Gleitrichtungen untersucht. Dies resultiert in dynamischen Änderungen der Kontaktlänge, die wiederum in unterschiedlichen Reibungskoeffizienten resultieren. Dabei treten Unterschiede von 8 % bis 9 % des Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit der Richtung auf. Weisen die Dimples zudem in ihrer Tiefe ein konvergierendes Profil auf, wird dieser Effekt nochmals verstärkt (Lu & Wood et al. 2018). Texturen können aber nicht nur den Reibungskoeffizienten verringern. Durch eine gezielte Aufrauung der Oberfläche, durch die

Überlappung von Schmelzkratern bei der Nanosekundenlaserbearbeitung konnten (Dunn & Carstensen et al. 2014) den Gleitreibungskoeffizienten von $\mu_G = 0,22$ der untexturierten Probe auf über $\mu_G = 0,83$ erhöhen. Darüber hinaus ist es möglich, nicht nur den Gleitreibungskoeffizienten, sondern auch den Haftreibungskoeffizienten durch Texturen zu beeinflussen. So konnte der Abfall der Haftreibung zur Gleitreibung hin von Nocken auf Wellen durch eine Texturierung der Innenflächen deutlich gesenkt werden (Flores & Wiens 2016).

2.4.4 Prozesse für die Texturierung

Die Generierung von Texturen kann durch unterschiedliche Methoden erfolgen, diese können additive, subtraktive oder materialumlagernde Verfahren sein. Darüber hinaus kann eine Texturierung auch durch Selbsttexturierung eines Werkstoffes erfolgen (Costa & Im Hutchings 2015). Im Folgenden soll der Fokus auf die Materialumlagerung und Subtraktion gelegt werden. Die subtraktiven Methoden können in mechanische, wie beispielsweise die vibrationsunterstützte Zerspanung, thermische Hochtemperaturprozesse mit dem Laser und chemische Ätzung unterteilt werden. Bei den materialumlagernden Prozessen ist die mechanische Oberflächenbehandlung eine Möglichkeit unter Volumenkonstanz die Oberfläche zu texturieren.

2.4.4.1 Texturierung mittels mechanischer Oberflächenbehandlung

Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung kommt es zwangsläufig durch die plastische Verformung zu einer Veränderung der Topographie, die von einer Einglättung der Oberfläche durch das Entfernen von Rauheitsspitzen bis hin zu einer gezielten Erhöhung der Rauheit oder einer Texturierung der Oberfläche reichen kann. Bei der Oberflächenbearbeitung mit dem maschinellen Oberflächenhämmern wurde von (Lechner & Friedrich et al. 2012) eine Methode für die gezielte Texturierung vorgestellt. Hierzu werden geometrisch angepasste Werkzeuge verwendet, die als Stempel für die Texturierung fungieren. Die große Bandbreite der Prozessparameter ermöglicht die Erzeugung einer Vielzahl von Texturen, was die Texturdichte und Tiefe angeht. In weiteren Untersuchungen wurde durch die Texturierung der Oberfläche mit Riblet-Strukturen mittels eines speziell geformten Hammerkopfs eine Reduktion der hydraulischen Reibung um 3–6 % erreicht (Gössinger & Bauer et al. 2015). Es besteht zudem die Möglichkeit, Texturen für die Speicherung von Fluiden durch das maschinelle Oberflächenhämmern zu erzeugen, wobei zeitgleich die Einglättung der Oberflächen und eine

Mikrotexturierung erfolgen kann. (Steitz & Stein et al. 2015) haben 40 µm große Schmierstofftaschen bis zu einem Anteil von 20 % der Oberfläche auf Tiefziehwerkzeuge aufgebracht. In Versuchsreihen von (Steitz & Klasen et al. 2015) wurde die Verschleißbeständigkeit der Schmiertaschen untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass diese eine hohe Verschleißbeständigkeit aufweisen und in der Lage sind, Debris aufzunehmen, was zu einer Reduktion des Verschleißes beiträgt. Es konnte festgestellt werden, dass die Anordnung der Schmiertaschen nicht in linearer Richtung erfolgen sollte, sondern so, dass eine Versorgung mit Schmierstoff über die gesamte Kontaktlänge gewährleistet ist. Im Rahmen der folienfreien Umformung von Edelstahlblechen wurde von (Klocke & Trauth et al. 2014) eine Reduktion der wahren Kontaktfläche auf lediglich 6 % sowie eine signifikante Verringerung um 58 % des Reibungskoeffizienten der Columb-Reibung ($\mu = 0,0229$) durch eine Texturierung mittels maschinellen Oberflächenhämmern erzielt. Die Untersuchung erfolgte sowohl durch Simulation als auch experimentell. Texturen können jedoch nicht nur durch Stempelwerkzeuge mit spezialisierter Geometrie erzeugt werden, sondern auch durch die gezielte Lenkung des Materialflusses. Dies ermöglicht mithilfe des Materialaufwurfs die Generierung regelmäßiger Texturen. (Oechsner & Wied et al. 2014) untersuchten mithilfe analytischer geometrischer Simulationen sowie FEM-Simulation und experimentellen Methoden, wie sich die Bearbeitung mit dem Oberflächenhämmern unter unterschiedlichen Winkeln des Vorschubs auf gefräste Oberflächen auswirkt. In der geometrischen Simulation erfolgte dies durch eine Überlagerung von Sinuswellen, die die Topographie abstrahierten.

2.4.4.2 Texturierung mittels vibrationsunterstützter Zerspanung

Die Texturierung der Oberflächen kann auch durch vibrationsunterstützte Zerspanung erfolgen, wobei sich die periodisch veränderliche Spannungsdicke direkt in der Topographie des Bauteils widerspiegelt. Dabei wird die Werkzeuggeometrie in Form der Werkzeugtrajektorie auf der Oberfläche abgebildet, was die Generierung komplexer dreidimensionaler Muster ermöglicht. (Greco & Raphaelson et al. 2009) führten für diese Methode den Begriff "Vibromechanical Texturing" (VMT) ein. Als Vorteil dieser Methode werden unter anderem die leichte Anpassbarkeit und relativ geringe Kosten für das Equipment aufgeführt. Im Rahmen der Versuche wurde eine konventionelle CNC-Drehmaschine mit einem einachsigen piezoelektrischen System nachgerüstet. Die Versuche umfassten zuerst das Plandrehen der Oberfläche mit dem Werkzeug und

anschließend in einem zweiten Schnitt das Erzeugen der Dimples. Von (Lu & Zhu et al. 2021) wurde ein Modell für die Vorhersage der Texturierung beim ultraschallunterstützten Fräsen mit einer Frequenz von 19,8 kHz und einer Amplitude von 10 μm entwickelt. Die resultierenden Texturen weisen eine Tiefe von etwa 20 μm auf. Es konnten Oberflächenstrukturen wie Rippen-, Fischschuppen- und Interferenzstrukturen auf den schwerzerspanbaren Werkstoff Ti6Al4V aufgebracht werden. Jedoch können auch größerskalige Texturen beim Drehen durch ein einachsiges Werkzeug bei einer geringeren Frequenz von 120 Hz und einer Amplitude von bis zu 26 μm eingebracht werden (Kurniawan & Ko 2013). Durch die Integration eines nicht resonanten piezoelektrischen Werkzeugs in den konventionellen Drehprozess von Aluminium Al6061-T6 und den Vergütungsstahl C45 konnten Dimples in die vorgedrehte Oberfläche eingebracht werden, die eine Tiefe von 13 μm bis 20 μm bzw. 4 μm bis 13,5 μm aufwiesen, bei einer Länge bis 600 μm und 400 μm Breite. Eine bessere Übereinstimmung bei einem Fehler von 10 % wurde für den duktileren Aluminiumwerkstoff mit der analytischen Berechnung erzielt. In den zuvor aufgeführten Studien wurde die Topographie maßgeblich durch die Schnittbewegung des Werkzeugs geformt. (Liu & Wu et al. 2019) betrachten den Zustand, wenn es zu einem Kontakt zwischen der Oberfläche und einem Werkzeugbereich kommt, der ohne Vibrationsunterstützung nicht auftreten würde. Es wurde dargelegt, dass es nicht zu einer sinusförmigen Textur kommt, sondern dass der Kontakt zu einem abgeflachten Profil führt. Dieser Prozess findet jedoch weiterhin mit einer Gleitgeschwindigkeit statt, die der Schnittgeschwindigkeit entspricht. Infolge der Kollision mit der Freifläche weisen die elliptischen Dimples eine unsymmetrische Struktur auf. Die Simulation der Topographie zeigt, dass das theoretische Modell zur Vorhersage der Texturierungsmerkmale geeignet ist, jedoch zur genaueren Bestimmung der absoluten Maße die Materialverformung berücksichtigt werden muss.

2.4.4.3 Prozesskombinationen für die Texturierung

Eine Methodik zur Texturierung von Oberflächen mit dem Zerspanungswerkzeug durch eine plastische Verformung der Randschicht wurde von (Segebade & Kümmel et al. 2018) gezeigt. Bei der Komplementärtexturierung wird derselbe Mechanismus wie bei der Prozesskombination Komplementärzerspanung angewandt. Hierbei werden grabenförmige Texturen erzeugt, die einen Materialaufwurf am Rand aufweisen. In Versuchen mit einem Stift-auf-Scheibe Tribometer konnte gezeigt werden, dass die durch plastische Deformation erzeugten Texturen einen geringeren Verschleiß und einen

niedrigeren Reibungskoeffizienten bewirken, als die durch Zerspanung erzeugten Texturen. Als eine Erklärung wurde genannt, dass die radial verlaufenden Gräben Debris aus dem System befördern und so die abrasive Wirkung im tribologischen Kontakt senken (Segebade 2021). Ein weiterer Ansatz zur Kombination von Zerspanung und plastischer Deformation zur Ausbildung einer Texturierung wurde durch (Denkena & Grove et al. 2017) untersucht. Bei der Strategie erfolgt zunächst das Hartfräsen mit einem Torusfräser, welches eine Textur aufbringt und anschließend Glatwalzen, was die Oberfläche verfestigt und nochmals umformt. Hierbei soll eine Plateauoberfläche durch das Einglätten der Rauheitsspitzen erfolgen, sodass im tribologischen Kontakt hier die Spannungen reduziert werden. Gleichzeitig bleiben die Täler der Rauheit als Dimple für eine Schmierstoffspeicherung erhalten.

2.4.5 Einfluss von Texturen auf die Tribologie

Die Mikrotexturierung durch vibrationsunterstützte Zerspanung hat nicht nur Einfluss auf die Gestalt der Topographie, sondern naturgemäß auch auf die tribologischen Eigenschaften dieser Oberflächen. Mit dem von (Kurniawan & Ko 2013) zuvor vorgestellten System wurden Ringe texturiert, die auf einem Stift-auf-Ring Tribometer im geschmierten Kontakt untersucht wurden. Die experimentellen Ergebnisse zeigen eine Reduktion des Reibungskoeffizienten um 20–40 % durch die texturierten Oberflächen (Kurniawan & Ko 2015). Dabei wurde eine Tiefe der Dimple von 8 μm und eine Länge zwischen 60 μm bis 200 μm als optimal identifiziert, zudem sollten diese keine kreisförmige Gestalt aufweisen. In einer ähnlichen Untersuchung wurde ebenfalls eine signifikante Reduktion des Reibungskoeffizienten durch die Bearbeitung der Kupferlegierung CuZn37 von (Liu & Zhang et al. 2021) mit einem einachsigen Ultraschallsystem beobachtet. Es konnte bestätigt werden, dass der Reibungskoeffizient um bis zu 33,1 % reduziert werden kann. Als Ursache für die Verbesserung wird die Ölspeicherung angenommen und die Aufnahme von Debris. Die Dichte der Textur spielt dabei eine wesentliche Rolle, wobei eine höhere Dichte zu bevorzugen ist. Eine Texturierung von 100Cr6 mittels Laser durch Umschmelzen der Oberfläche zu einer schuppenartigen Morphologie wurde von (Schneider & Djamiykov et al. 2018) durchgeführt. Dies resultierte in einer Reduktion des Reibungskoeffizienten im trockenen Kontakt mit einem Gegenkörper desselben Werkstoffs um 50 %. Im geschmierten Gleitkontakt bei geringer Gleitgeschwindigkeit $< 70 \text{ mm/s}$ wurde ein größerer Reibungskoeffizient festgestellt, der sich bei höherer Gleitgeschwindigkeit jedoch um 80 % reduziert.

2.4.6 Einfluss von Texturen auf die Schwingfestigkeit

Es existiert eine Vielzahl von Untersuchungen, die sich damit befassen, wie sich die Rauheit der Topographie auf die Schwingfestigkeit eines Werkstoffs bzw. Bauteils auswirkt. Dies wurde sowohl experimentell (Novovic & Dewes et al. 2004) als auch analytisch (Maiya 1975; Suraratchai & Limido et al. 2008) untersucht. Zudem gibt es zahlreiche Untersuchungen, die sich mit dem Einfluss einer Textur auf die Oberflächenzerrüttung im tribologischen Kontakt befassen, weil diese Texturen häufig in Wälzlagern zur Ölspeicherung und zur Verbesserung der hydrodynamischen Lager verwendet werden. Dabei konnte gezeigt werden, dass lasertexturierte Oberflächen Debris, die bei der Oberflächenzerrüttung entsteht und den Verschleiß verstärkt durch die Textur aufgenommen werden kann (Volchok & Halperin et al. 2002). Dem gegenüber ist die Untersuchung des Einflusses der Textur auf die Schwingfestigkeit bis dato nur in geringem Umfang erfolgt. Der Einfluss der Texturierung auf die Schwingfestigkeit wurde durch (Chen & Zhao et al. 2022) untersucht. Hierzu wurden linienförmige Texturen mit unterschiedlichen Orientierungen von 0° bis 90° auf Schwingproben aus ZK61M Magnesium mit einem Torusfräser in die Oberfläche eingebracht. Die Untersuchung konnte eine deutlich höhere Lebensdauer von $14,5 \times 10^4$ Zyklen bei einer Textur parallel zur Lastrichtung zeigen, was im Vergleich zu einer Orientierung von 45° , die lediglich $3,2 \times 10^4$ Zyklen Lebensdauer aufwies, einen signifikanten Unterschied darstellt. Die Ergebnisse der 45° Orientierung zeigen eine erhebliche Reduktion der Lebensdauer von 64 % im Vergleich zu den polierten Proben. Ein Einfluss des Eigenspannungszustandes konnte hierbei ausgeschlossen werden. Die Messung der Eigenspannungen in Quer- und Längsrichtung zur Probenorientierung ergab Werte, die unabhängig von der Bearbeitungsrichtung zwischen -27,1 und -32,6 MPa lagen. Aufgrund des geringen Werts kann der Eigenspannungszustand bei der Betrachtung der Schwingfestigkeit vernachlässigt werden. Die analytische Modellierung des Problems erfolgte durch die Erweiterung des Spannungskonzentrationsfaktors K_t nach (Peterson & Plunkett 1975) mit einem Term, welcher neben der Kerbhöhe t und dem Kerbgrundradius p , auch den Texturwinkel θ berücksichtigt. Dabei entspricht θ dem Winkel zwischen Textur und Belastungsrichtung. Im Falle einer parallelen Beanspruchung der Textur ergibt sich ein Korrekturfaktor von 1, während bei einer senkrechten Belastung ein Faktor von 2 resultiert. Des Weiteren wurde festgestellt, dass bei einer Orientierung der Textur von 45° Scherung der dominierende Schädigungsfaktor ist, infolgedessen die Lastspielzahlen deutlich abnehmen (Chen & Zhao et al. 2022).

$$K_{\theta} = K_t * (1 + \sin 2\theta) = \left(1 + \sqrt{\frac{t}{p}}\right) * (1 + \sin 2\theta) \quad 2-5$$

K_t = Spannungskonzentrationsfaktor nach (Peterson & Plunkett 1975)

K_{θ} = Spannungskonzentrationsfaktor nach (Chen & Zhao et al. 2022)

θ = Texturwinkel

t = Kerbhöhe

p = Kerbgrundradius

Der Einfluss von Oberflächentexturen auf die Lebensdauer, die durch eine Laseroberflächentexturierung auf den Chrom-Nickel-Stahl X2CrNiN18-7 (AISI 301LN) aufgebracht wurden, wurde von (Rezayat & Valencia-Cadena et al. 2025) untersucht. Dazu wurde eine rasterförmige Textur aus Linien mit 100 µm Abstand aufgebracht. Die Ergebnisse zeigen eine signifikante Reduktion der Schwingfestigkeit im Vergleich zu den Ausgangszuständen. Obwohl die Laserbearbeitung eine Kornfeinung hervorruft und es zu einem deutlichen Anstieg der Druckeigenspannungen kommt, resultiert eine Abnahme der Schwingfestigkeit um 15 %. Die Rissbildung trat dabei in den Tälern der Lasertextur auf, was die hohe Relevanz sehr guter Oberflächenqualitäten in diesem gefährdeten Bereich verdeutlicht. Eine ähnliche negative Beeinflussung durch die Lasertexturierung konnte bei der Prozesskette aus Texturieren und Beschichten des Kaltarbeitsstahls K890 mit einer PVD-TiAlN-Beschichtung durch (Sedlaček & Guštin et al. 2020) beobachtet werden. Gegenstand der Untersuchung war die Reihenfolge der beiden Prozessschritte. Die Texturierung erfolgte mit runden Dimplen mit einem Durchmesser von 65 µm und einer Tiefe von 11 µm, wobei die Oberfläche bei dieser Untersuchung lediglich mit einem Dimple versehen wurde, um den Ort des Anrisses exakt bestimmen zu können. Deutlich wird, dass die Reihenfolge der Prozesse einen signifikanten Einfluss auf die Lebensdauer hat. Es konnte eine Zunahme der Dauerfestigkeit beobachtet werden, wenn zunächst eine Lasertexturierung und anschließend eine PVD-Beschichtung durchgeführt wurde.

2.5 Fazit aus dem Stand der Forschung und Technik

Der Stand der Forschung und Technik macht deutlich, dass die Oberflächentexturierung durch vielfältige Verfahren sowohl subtraktiv als auch durch Umformung der Randschicht erzielt werden kann. Insbesondere stellen die umformenden Verfahren eine Form der mechanischen Oberflächenbehandlung dar. Darüber hinaus ermöglicht der Einsatz von Prozesskombinationen eine zeitgleiche Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung.

Fazit 1: Mechanische Oberflächenbehandlung

Randschichtzustände, die direkt das Bauteilverhalten beeinflussen, können durch eine mechanische Oberflächenbehandlung eingestellt werden. Dies kann die Randschichthärte und den Verschleißwiderstand, sowie die Schwingfestigkeit von Bauteilen erhöhen. Voraussetzung hierfür ist eine plastische Deformation der Randschicht, die mit spezialisierten Werkzeugen oder auch mit Kombinationswerkzeugen, die eine gleichzeitige Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung erlauben, in einer Prozesskombination durchgeführt werden. Stand der Technik ist dennoch eine mechanische Oberflächenbehandlung nach der Zerspanung, da die Prozesskombinationen Einschränkungen in der Flexibilität hinsichtlich der Prozessstellgrößen aufweisen. Die Prozesskombinationen, bei denen die mechanische Oberflächenbehandlung mit dem Zerspanungswerkzeug und nicht mit einem zusätzlichen Werkzeug erfolgen, führen zu einer starken Scherung der Randschicht durch die hohe Gleitgeschwindigkeit. Bei ungeführten oder abwälzenden Werkzeugen tritt diese Scherung nur in geringerem Maße auf. Die starke Scherung und Verzerrung der Randschicht kann zu einer ungenügenden Topographie sowie zu Druckeigenspannungsmaxima von geringer Tiefe führen. Für eine zielgerichtete mechanische Oberflächenbehandlung mit dem Zerspanungswerkzeug ist folglich eine Reduktion der Gleitgeschwindigkeit zwischen Werkzeug und Werkstück während der plastischen Deformation der Randschicht erforderlich.

Fazit 2: Auswirkungen von Oberflächentexturen

Durch eine Texturierung der Oberfläche kann das tribologische Verhalten von Bauteilen beeinflusst und folglich der Reibungskoeffizient gesteigert oder reduziert werden. Zudem kann das Verschleißverhalten durch die Textur deutlich verändert werden. Allerdings kann die Texturierung der Oberfläche sich auch nachteilig auf die

Schwingfestigkeit der Bauteile auswirken, da diese potenziell einen Ausgangspunkt für einen Initialriss darstellen kann. Durch die Einbringung von Druckeigenspannungen kann die kritische Spannung an der Bauteiloberfläche und dem Kerbgrund reduziert werden, was zu einer Steigerung der Schwingfestigkeit führt. Dies ermöglicht den Einsatz dieser tribologisch optimierten Bauteile auch unter Belastung durch zyklische mechanische Zugbeanspruchung, wie sie beispielsweise an rotierenden Wellen auftritt. Insbesondere die konventionellen Verfahren für eine subtraktive Oberflächentexturierung verfolgen nicht den Ansatz, hohe Druckeigenspannungen in die Randschicht einzubringen. Für die effiziente Fertigung von Bauteilen, die sowohl tribologisch als auch mechanisch hoch belastet werden, bedarf es Fertigungsverfahren, die eine mechanische Oberflächenbehandlung und Texturierung der Oberfläche ermöglichen.

Fazit 3: Herstellung von Texturen durch vibrationsunterstützte Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung

Die Texturierung der Oberfläche kann sowohl durch Materialumlagerung bei der mechanischen Oberflächenbehandlung als auch subtraktiv durch die vibrationsunterstützte Zerspanung erfolgen. Die Verfahren, die eine Texturierung der Oberfläche durch Subtraktion von Material vornehmen, können dabei keine hohen Druckeigenspannungen einbringen, weisen jedoch eine hohe Flexibilität bezüglich der Geometrie auf. Verfahren, die eine Texturierung durch plastische Deformation bewirken, sind auf die Werkzeuggeometrie beschränkt und ermöglichen keine makroskopischen Veränderungen der Bauteilgeometrie durch einen Materialabtrag. Diese beiden Verfahren können demnach lediglich als ein nachgeschalteter Prozessschritt zur Texturierung nach der Makrogeometrie-Bearbeitung durch die Zerspanung und einer potenziellen mechanischen Oberflächenbehandlung im Falle der subtraktiven Verfahren betrachtet werden. Im Hinblick auf eine Verkürzung der Prozesskette können Verfahren, die eine Zerspanung mit einer mechanischen Oberflächenbehandlung und Mikrotexturierung verbinden, eine alternative Prozesskette zur konventionellen darstellen.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Auf Grundlage der im Stand der Forschung und Technik gezogenen Fazits 1 bis 3, wurde die Zielsetzung dieser Arbeit abgeleitet sowie die Vorgehensweise zur Umsetzung entwickelt.

3.1 Zielsetzung

Die Herstellung von metallischen Bauteilen, die für mechanisch hochbelastete Anwendungen ausgelegt sind, erfordert in der Regel eine Verkettung verschiedener Prozessschritte. Dabei hat jeder Prozessschritt die Funktion, eine spezifische Bauteileigenschaft einzustellen. Häufig umfassen diese Schritte die Zerspanung, um die gewünschte makroskopische Geometrie subtraktiv zu erzeugen, gefolgt von einer mechanischen Oberflächenbehandlung, um spezifische Bauteileigenschaften, wie beispielsweise eine definierte Schwingfestigkeit sicherzustellen. Sind tribologische Beanspruchungen zu erwarten, kann zusätzlich eine Texturierung der Oberfläche erfolgen, um der Beanspruchung gerecht zu werden.

Die mechanische Oberflächenbehandlung erfolgt durch plastische Deformation der Randschicht und ermöglicht die Optimierung von Bauteilzuständen wie Topographie, Verfestigung, Gefüge und Eigenspannungszustand. Der Prozess wird konventionell mit spezialisierten Werkzeugen durchgeführt, wobei aktuelle Entwicklungen von Prozesskombinationen darauf abzielen, diese mit dem Zerspanungswerkzeug durchzuführen. Neben der Steigerung der Schwingfestigkeit ermöglicht dieser Prozess auch die Optimierung des tribologischen Verhaltens über die Topographieanpassung und Erhöhung der Randschichthärte. Für eine effektive Einbringung von tiefen und betragsmäßig großen Druckeigenspannungen sowie eine Verbesserung der Topografie ist eine Reduktion der Gleitgeschwindigkeit zwischen Werkzeug und Werkstück jedoch erforderlich. (Fazit 1: Mechanische Oberflächenbehandlung)

Die Mikrotexturierung von Bauteiloberflächen kann zur Erhöhung des Verschleißwiderstandes führen und eine Einstellung des Reibungskoeffizienten ermöglichen. Mikrotexturen mit asymmetrischer Geometrie können ein anisotropes tribologisches Verhalten hervorrufen. Infolge der Veränderung der Topographie durch die Texturierung können in deren Tälern Spannungsüberhöhungen auftreten, die die Schwingfestigkeit nachteilig beeinflussen. Dabei nimmt die Orientierung der Mikrotextur zur Spannungsrichtung einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit. Bauteile, die sowohl mechanisch als auch

tribologisch beansprucht werden, erfordern daher eine Prozesskette, die sowohl die Texturierung als auch die mechanische Oberflächenbehandlung umfasst. (Fazit 2: Auswirkungen von Oberflächentexturen)

Die vibrationsunterstützte Zerspanung stellt eine Sonderform der geometrisch bestimmten Zerspanung dar, bei der das Werkzeug eine überlagerte Bewegungskomponente aufweist. Durch die zusätzlichen Freiheitsgrade in der Kinematik wird eine gezielte Mikrotexturierung während der Zerspanung ermöglicht. Allerdings ist die eingebrachte plastische Deformation der Randschicht aufgrund der bestehenden spanabnehmenden Charakteristik geringfügig. Für die Einbringung von Druckeigenspannungen in Kombination mit einer Texturierung muss die vibrationsunterstützte Zerspanung dahingehend erweitert werden, dass eine tiefreichende plastische Verformung der Randschicht erfolgt. (Fazit 3: Herstellung von Texturen durch vibrationsunterstützte Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung)

Die Zielstellung der vorliegenden Arbeit besteht in der Entwicklung einer Prozesskombination und eines Werkzeugsystems, das eine mechanische Oberflächenbehandlung und Mikrotexturierung der Oberfläche hauptzeitparallel mithilfe der vibrationsunterstützten Zerspanung in einem Drehprozess ermöglicht. Die entwickelte Prozesskombination wird als "Hämmerndes Drehen" bezeichnet und ist durch eine synchronisierte Werkzeugbewegung gekennzeichnet, die eine kinematische Zwangsbedingung von Schwingungsform, Frequenz, Amplitude und Schnittgeschwindigkeit erfüllt, die zu einer periodischen Unterbrechung der Zerspanung führt. In dieser Unterbrechung erfolgt der hauptzeitparallele sekundäre Prozess der mechanischen Oberflächenbehandlung und Oberflächentexturierung. Um dies zu erreichen, wird mithilfe experimenteller Untersuchungen, gestützt durch FEM-Simulationen und Geometrieberechnungen, ein vertieftes Prozessverständnis über den Einfluss der Prozessstellgrößen gewonnen. Mit diesen Erkenntnissen erfolgt eine prozesssichere und effiziente Erzeugung hochverfestigter Mikrotexturen und die Einstellung der Randschichtzustände, die eine Anpassung des tribologischen Verhaltens zulassen. Abschließend erfolgt die Charakterisierung dieser mikrotexturierten Oberflächen hinsichtlich des tribologischen Verhaltens und der Randschichteigenschaften.

3.2 Vorgehensweise

Zunächst wird für das Hämmernde Drehen ein Werkzeugsystem entwickelt, welches die hochdynamische Kinematik der Prozesskombination realisieren kann. Für die Auslegung werden Analogieversuche durchgeführt, in denen die Anforderungen an Prozesskräfte und Dynamik des Systems ermittelt werden. Zusammen mit Simulationen bilden diese die Grundlage für die Konzeption des Werkzeugsystems. Im Anschluss erfolgt eine praktische Erprobung der erreichbaren Dynamik und Steifigkeit des Systems durch die Integration eines kapazitiven Wegmesssystems. Mit dem Einsatz von Simulationen erfolgt der Aufbau eines Prozessverständnisses hinsichtlich der Wechselwirkung zwischen plastischer Mikrotexturierung und mechanischer Oberflächenbehandlung. Dies umfasst geometrische Simulationen mit der Werkzeugmikrogeometrie, welche die Berechnung idealer Topographien und der Höhenparameter ermöglicht. Die Ausweitung auf höherwertige Simulationen mithilfe der zweidimensionalen Finite-Elemente-Methode erlaubt die Abschätzung resultierender Randschichtzustände und Materialflüsse im Prozess. Die Ergebnisse dienen der Identifikation geeigneter Prozessstellgrößen für die mechanische Oberflächenbehandlung und Mikrotexturierung. Mit diesen erfolgt die Einstellung der Randschichtzustände für eine Anpassung des tribologischen Verhaltens und dessen Charakterisierung. Zu diesem Zweck werden Prüfkörper aus 42CrMo4 für unterschiedliche Tribometer gefertigt. Die Analyse der Bauteilzustände erfolgt mittels röntgenographischer Messung der Eigenspannungstiefenverläufe sowie einer Gefügeuntersuchung an Schliffbildern. Es werden der Härtetiefenverlauf gemessen und Kornfeinungen mittels Focused-Ion-Beam Mikroskopie untersucht. Darüber hinaus werden Schwingfestigkeitsuntersuchungen in Biegeumlaufversuchen durchgeführt. Die Untersuchungen schaffen eine Basis für ein fundiertes Verständnis der Wechselwirkungen zwischen Mikrotextur, Randschichteigenschaften und Schwingfestigkeit. Es erfolgt ein Vergleich mit konventionell zerspannten und mittels vibrationsunterstützter Zerspanung bearbeiteter Proben. Neben den Bauteilzuständen wird ebenfalls der Einfluss der Mikrotextur auf das tribologische Verhalten charakterisiert. Dazu wird ein Tribometer aufgebaut und der Einfluss von Kontaktdruck und Gleitgeschwindigkeit untersucht. Weiterhin werden die Verschleißbeständigkeit sowie die Haftreibungskoeffizienten untersucht. Die Ergebnisse umfassen Kennfelder der anisotropen Haft- und Gleitreibungskoeffizienten und Verschleißverhaltens der Mikrotexturierung.

4 Versuchseinrichtungen

In diesem Kapitel erfolgt eine detaillierte Beschreibung der in der vorliegenden Arbeit angewandten Analysemethoden für die Randschichtzustände und Bauteileigenschaften, sowie der Versuchsaufbauten und des Prozesses.

4.1 Prozessstrategie Hämmern des Drehen

Beim Hämmern des Drehen handelt es sich um eine Sonderform der zweidimensionalen vibrationsunterstützten Zerspanung, die durch eine Synchronisation der beiden Schwingungsachsen mit der Schnittgeschwindigkeit charakterisiert ist. Alleinstellungsmerkmal ist eine hochfrequente periodische Unterbrechung der Zerspanung.

4.1.1 Prozessbeschreibung

Ziel des Hämmerns des Drehens ist es, eine Prozesskombination darzustellen, die eine mechanische Oberflächenbehandlung und Mikrotextrurierung der Oberfläche hauptzeitparallel in die Zerspanung integriert. Die Mikrotextrurierung und mechanische Oberflächenbehandlung werden durch eine plastische Deformation der Randschicht unter Verwendung des Zerspanungswerkzeugs erzielt. Durch eine hämmerähnliche Bewegung senkrecht zur Werkstückoberfläche wird eine plastische Deformation der Randschicht hervorgerufen. Dies erfordert eine Entkopplung der Bewegung von der gleitenden Zerspanungsbewegung tangential zur Werkstückoberfläche. Zu diesem Zweck wird das Zerspanungswerkzeug in eine Schwingung versetzt, die der Schnittbewegung überlagert ist. Da die Schwingung periodisch eine Bewegungskomponente mit und entgegen der Schnitttrichtung aufweist, ergeben sich durch die Überlagerung mit der Schnittgeschwindigkeit Minima der Relativgeschwindigkeit zwischen Werkzeug und Werkstück. In diesen periodischen Minima führt das Zerspanungswerkzeug die hämmernde Bewegung senkrecht zur Werkstückoberfläche aus.

4.1.2 Mathematische Beschreibung

Beim Hämmern des Drehen sind zwei Schwingungsformen von zentraler Bedeutung für den Prozess: Die Schwingung, die der Schnittgeschwindigkeit überlagert ist, und die Schwingung, die senkrecht zur Bauteiloberfläche steht.

4.1.2.1 Überlagerte Schwingung für die Entkoppelung der Zerspanung

Die Entkopplung der Zerspanung von der hämmernden Bewegung erfordert eine synchronisierte Zwangsbedingung der Schnittgeschwindigkeit v_c sowie der Frequenz $f_{c,o}$ und Amplitude $a_{c,o}$ der Schwingung. Die resultierende Relativgeschwindigkeit $v_{c,eff}$ zwischen Werkstück und Werkzeug muss zu definierten Zeitpunkten eliminiert werden. So ergibt sich die kinematische Zwangsbedingung für das Hämmern und Drehen:

$$0 = v_{c,eff}(t_h) = v_c + v_{c,o}(t_h) = v_c + \dot{x}_{c,o}(t_h) \quad 4-1$$

$$-v_c = \dot{x}_o(t_h)$$

v_c = Schnittgeschwindigkeit

$x_{c,o}$ = Auslenkung des Werkzeugs

$v_{c,o}$ = Geschwindigkeit der Schwingung

$v_{c,eff}$ = Effektive Schnittgeschwindigkeit

t_h = Zeitpunkt der Hämmerbewegung

Theoretisch sind alle periodischen glatten Kurven für die Entkopplung der Zerspanung denkbar. Bei einer glatten Kurve handelt es sich um eine parametrisierte Kurve, die stetig differenzierbar ist und eine nicht verschwindende Ableitung aufweist. Für das Hämmern und Drehen wird eine harmonische Schwingung gewählt, da diese einer natürlichen Schwingung entspricht und die geringsten Kräfte auf die umgebende Struktur ausübt. So ergeben sich Auslenkung und Geschwindigkeit nach:

$$x_o(t) = \sin(2\pi * f_{c,o} * t) * a_{c,o} \quad 4-2$$

$$\dot{x}_o(t) = v_{c,o}(t) = \cos(2\pi * f_{c,o} * t) * (2\pi * f_{c,o}) * a_{c,o}$$

$a_{c,o}$ = Amplitude der Schwingung in Schnittrichtung

$f_{c,o}$ = Frequenz der Schwingung in Schnittrichtung/ Betriebsfrequenz

Dementsprechend ergibt sich der zugrundeliegende Zusammenhang für die synchronisierte Zwangsbedingung des Hämmerns und Drehens von Amplitude $a_{c,o}$, Frequenz $f_{c,o}$ und Schnittgeschwindigkeit v_c für eine harmonische sinusförmige Anregung:

$$-v_c = \dot{x}_o(t) = \cos(2\pi * f_{c,o} * t) * (2\pi * f_{c,o}) * a_{c,o} \quad 4-3$$

$$t = t_h$$

$$-v_c = \dot{x}_o(t_h) = \min[\cos(2\pi * f_{c,o} * t) * (2\pi * f_{c,o}) * a_{c,o}] = -1 * (2\pi * f_{c,o}) * a_{c,o}$$

$$f_{c,o} = \frac{v_c}{2\pi * a_{c,o}}$$

Aus der Betrachtung ergibt sich, dass bei einer Verschiebung der Phase um π der positive Anteil der Geschwindigkeit der Schwingung mit der Schnittgeschwindigkeit überlagert wird und die effektive Schnittgeschwindigkeit $v_{c,eff}$ der doppelten Schnittgeschwindigkeit v_c entspricht:

$$v_{c,eff}(t_h + \pi) = v_c + \cos(2\pi * f_{c,o} * (t_h + \pi)) * (2\pi * f_{c,o}) * a_{c,o} \quad 4-4$$

$$v_{c,eff}(t_h + \pi) = v_c + 1 * (2\pi * f_{c,o}) * a_{c,o}$$

$$v_{c,eff}(t_h + \pi) = 2 * v_c$$

Des Weiteren folgt der Abstand der Werkzeugeindrücke d_i auf der Oberfläche:

$$d_i = v_c * \frac{1}{f_{c,o}} = 2\pi * a_{c,o} \quad 4-5$$

d_i = Abstand der Eindrücke in Schnittrichtung

Die resultierende Frequenz des Hämmernden Drehens $f_{c,o}$ wird durch die Amplitude der überlagerten Schwingung $a_{c,o}$ und der Schnittgeschwindigkeit v_c definiert, aus denen sich wiederum der Abstand der Werkzeugeindrücke d_i errechnet. Dies ist in Abbildung 4-1 a) und b) veranschaulicht.

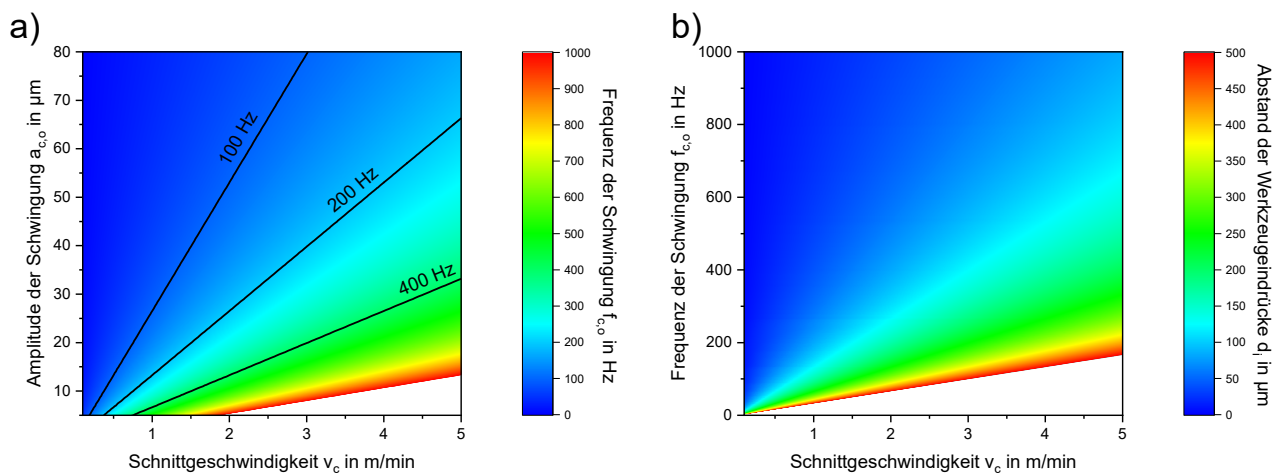


Abbildung 4-1: Zusammenhang der Schnittgeschwindigkeit v_c und Amplitude $a_{c,o}$ mit der Frequenz a) und berechneter Abstand der Werkzeugeindrücke d_i b)

4.1.2.2 Hämmerhub

Für das Hämmernde Drehen existieren zwei prinzipielle Auslegungsansätze für den Zeitpunkt des Hämmerhubs, die sich danach richten, ob der Geschwindigkeitsvektor zum Zeitpunkt der infinitesimalen Entkopplung betragsmaximal oder singulär ist.

Gemäß der Auslegung, die sich nach dem maximalen Geschwindigkeitsvektor richtet, hat der Hämmerhub zum Zeitpunkt der Entkopplung die betragsmaximale Geschwindigkeit und der Geschwindigkeitsvektor steht senkrecht auf der Oberfläche. Die andere Auslegungsvariante fokussiert darauf, dass die Auslenkung zum Zeitpunkt der Entkopplung maximal ist und keine Geschwindigkeit vorliegt. Der Geschwindigkeitsvektor wird bei dieser Auslegungsvariante zum Zeitpunkt der Entkopplung infinitesimal und es kommt theoretisch zum völligen Stillstand des Systems. Unter der Annahme, dass der Hämmerhub eine gewisse Breite besitzt und symmetrisch ist, führt die Variante der maximalen Auslenkung zu einer geringeren mittleren Gleitgeschwindigkeit als die Variante der Auslenkung nach maximaler Geschwindigkeit des Hämmerhubs. Die erste Variante liegt symmetrisch um den infinitesimalen Zeitpunkt der Entkopplung, was bei der Zweiten nicht der Fall ist. Die beiden Varianten sind grafisch in Abbildung 4-2 gegenübergestellt.

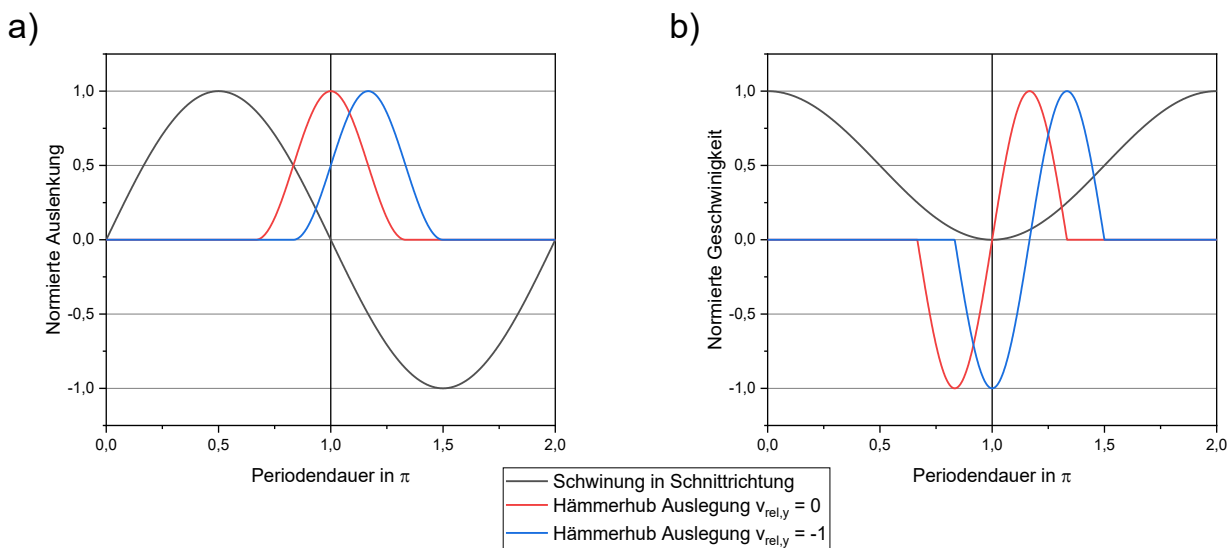


Abbildung 4-2: Auslegungsansätze für den Zeitpunkt des Hämmerhubs,
a) normierte Auslenkung, b) normierte Geschwindigkeit

In der vorliegenden Arbeit wird die Auslegung nach dem singulären Geschwindigkeitsvektor verfolgt, da dies am ehesten eine Hämmerbewegung widerspiegelt. Da das Minimum der effektiven Schnittgeschwindigkeit, bei dem diese Null wird, nur infinitesimal vorliegt, müsste der ideale senkrechte Hämmerhub ebenfalls infinitesimal breit sein. Da dies technisch nicht realisierbar ist und zu unendlicher Beschleunigung und Frequenz führen würde, muss der Hämmerhub eine gewisse Breite aufweisen. Dies resultiert in einer verbleibenden effektiven Schnittgeschwindigkeit $v_{c,eff}$ während der Auslenkung und Rückstellung. Um die Breite des Hämmerhubs technisch realisierbar zu gestalten,

wurde dieser mit der dreifachen Frequenz der überlagerten Sinusschwingung angenommen. Die Form des Hämmerhubs selbst stellt hierbei eine harmonische Schwingung von Tiefpunkt zu Tiefpunkt dar, da so ein stetiger Übergang zur Ruhelage möglich ist, wie in Abbildung 4-3 dargestellt. Das führt dazu, dass die effektive Schnittgeschwindigkeit $v_{c,eff}$ zu Beginn des Hämmerhubs auf die Hälfte der Schnittgeschwindigkeit reduziert ist. Während des Hämmerhubs sinkt diese exponentiell auf Null ab, bis die volle Auslenkung erreicht ist, und steigt dann bis zum Ende des Hämmerhubs wieder an, was in Abbildung 4-4 dargestellt ist.

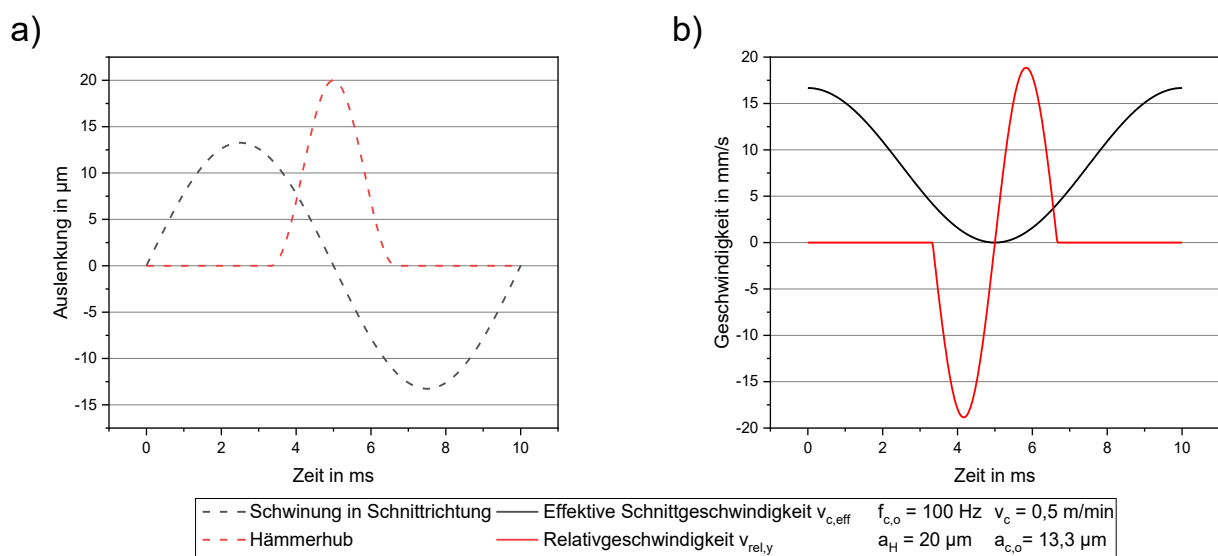


Abbildung 4-3: Auslenkung a) und Geschwindigkeit b) beim Hämmernden Drehen

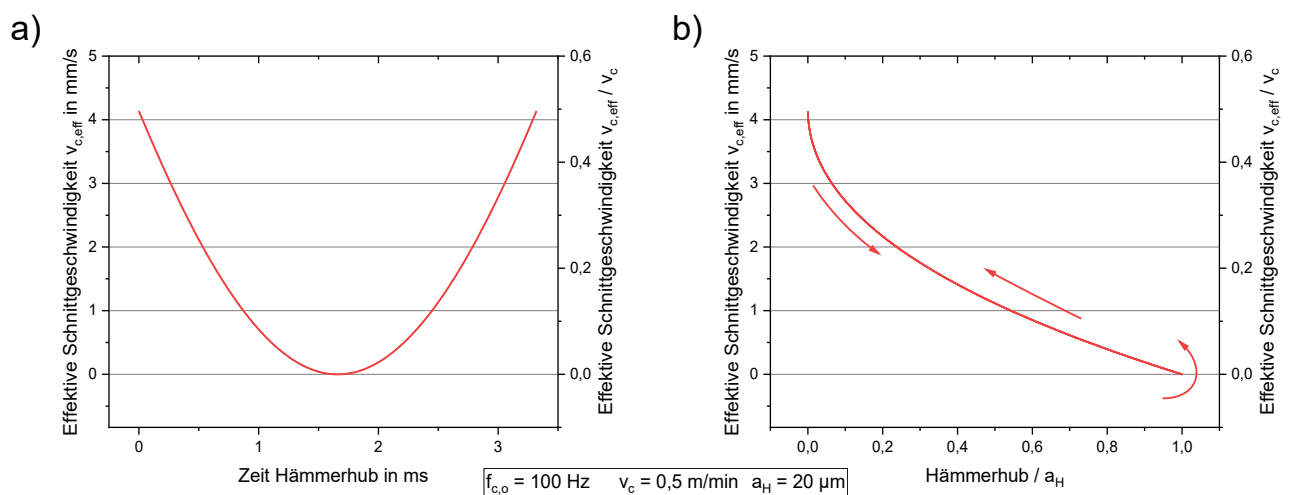


Abbildung 4-4: Effektive Schnittgeschwindigkeit $v_{c,eff}$ während des Hämmerhubs über die Zeit a) und Auslenkung b) aufgetragen

Wie sich der Geschwindigkeitsvektor während des Hämmernden Drehens bei Wahl der dreifachen Frequenz für den Hämmerhub der sinusförmigen überlagerten Schwingung

verhält, ist in Abbildung 4-5 zu sehen. Die parametrisierte Darstellung in a) stellt graphisch den Winkel und Betrag des Geschwindigkeitsvektors dar, der in b) und c) auch im Zeitbereich dargestellt ist. Es ist gut zu erkennen, dass ohne die Entkopplung der tangentialen Relativgeschwindigkeit der Geschwindigkeitsvektor zu keinem Zeitpunkt senkrecht auf der Oberfläche steht oder dessen Betrag kleiner als die tangentielle Relativgeschwindigkeit wird. Durch die Überlagerung der Schwingung wird deutlich, wie der Betrag des Geschwindigkeitsvektors zum Zeitpunkt des Hämmerns verschwindet und der Winkel zu diesem singulären Zeitpunkt sein Vorzeichen ändert. Unmittelbar vor und nach dem Maximum des Hämmerhubs steht der Geschwindigkeitsvektor annähernd senkrecht auf der Oberfläche, auch wenn er, wie in der Auslegung beschrieben, hier nicht das Maximum des Betrags aufweist.

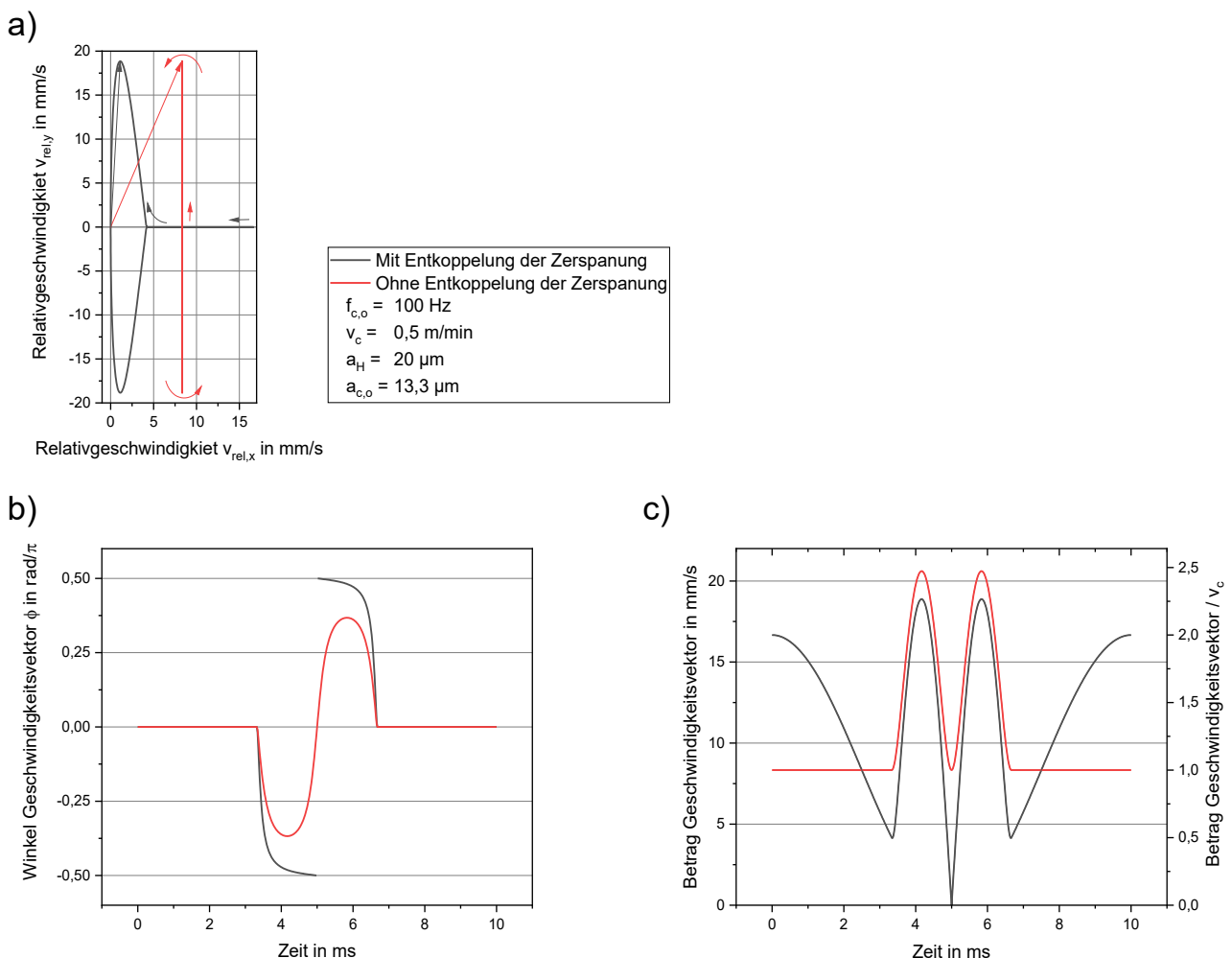


Abbildung 4-5: Parametrisierte Darstellung des Geschwindigkeitsvektors a), sowie Winkel b) und Betrag c) des Vektors

4.1.3 Analogieversuche mit Maschinenkinematik

Der experimentelle Nachweis, dass handelsübliche Wendeschneidplatten für eine hämmernde mechanische Oberflächenbehandlung geeignet sind, wurde in einem Analogieversuch des Hämmernden Drehens gezeigt. Durch die Maschinenkinematik einer Vertikaldrehmaschine wurde der Bewegungsablauf des Hämmernden Drehens nachgebildet. Die Zerspanung wurde nicht nachgebildet und die Dynamik der Hämmerbewegung deutlich reduziert auf maximal 30 m/min. Im Rahmen der Versuche wurden Einzeleindrücke des Zerspanungswerkzeugs senkrecht zur Probenoberfläche in diese eingebracht, als auch Mehrfacheindrücke mit unterschiedlichen Eindrucktiefen, Bahn- und Eindruckabständen. Die Prozessstellgrößen für die Versuche sind in Tabelle 4-1 aufgelistet. Hierbei entsprachen Eindruck- bzw. Bahnrichtung der hypothetischen Schnitt- bzw. Vorschubrichtung. Um sicherzustellen, dass die Eindrucktiefe angefahren wird und es nicht zu Interpolationsfehlern der Maschinensteuerung durch zu hoher Dynamik kommt, wurde eine Haltezeit der Eindrucktiefe von 0,25 s gewählt. Die Aufzeichnung der Prozesskräfte erfolgte mit dem in Abschnitt 4.3.3.1 beschriebenen Mehrkomponentendynamometer.

Tabelle 4-1: Prozessstellgrößen Analogieversuche

Parameter		Wert
Eindrucktiefe	t_i	10; 20; (40) μm
Bahnabstand	d_b	100; 200 μm
Eindruckabstand	d_i	50; 100; 200; 300; 400 μm
Versatz der Eindrücke	-	0 μm
Maximale Geschwindigkeit Hämmerbewegung	-	30 m/min
Haltezeit Eindrucktiefe	-	0,25 s
Bearbeitete Fläche	-	5 mm $\times$ 5 mm
Werkzeug ISO-Geometrie	-	CNMA 120408
Spanwinkel	γ	-6°
Freiwinkel	α	6°
Neigungswinkel	λ_s	-6°

4.1.4 Versuchsdurchführung Prozesse

Im Rahmen der Untersuchungen wurde der Fokus auf die Analyse der Auswirkungen der Prozesskombination Hämmern des Drehen mit seiner Entkopplung von Zerspanung und Hämmern auf die Bauteilzustände gelegt. Zu diesem Zweck wurden der Prozess selbst sowie eine Variante des Hämmern des Drehens ohne Entkoppelung der Zerspanung und ein Drehprozess mit gleichen Prozessstellgrößen als Referenz untersucht. Diese Prozesse werden im Folgenden als "Hämmern des Drehen", "Vibrationsunterstütztes Drehen" und "Drehen" bezeichnet. Alle Prozesse wurden als Außenlängsdrehprozess mit den in Tabelle 4-2 gelisteten Prozessstellgrößen durchgeführt. In Abbildung 4-6 ist die Kinematik des Werkzeugs für die drei untersuchten Prozessarten skizziert. Vor den Versuchen wurden alle Proben in der Aufspannung mit einem Schlichtwerkzeug vorgedreht, um einen optimalen Rundlauf der Proben zu gewährleisten und gleiche Ausgangsbedingungen für die Prozesse zu schaffen. Die Prozessstellgrößen für die Vorbearbeitung sind in Tabelle 4-3 aufgeführt.

Tabelle 4-2: Prozessstellgrößen der Versuche "Hämmern des Drehen", "Vibrationsunterstütztes Drehen" und "Drehen"

Parameter		Wert
Schnittgeschwindigkeit	v_c	0,5; 1; 2 m/min
Vorschub	f_c	0,025; 0,05; 0,075; 0,1 mm/U
Schnitttiefe	a_p	0,1 mm
Hämmerhub	a_H	10; 20; 30 μ m
Frequenz der Schwingung in Schnittrichtung	$f_{c,o}$	100; 200; 400 Hz
Werkzeug ISO-Geometrie	-	CCMW 120404
Spanwinkel	γ	0°
Freiwinkel	α	7°

Tabelle 4-3: Prozessstellgrößen Vorbearbeitung

Parameter		Wert
Schnittgeschwindigkeit	v_c	150 m/min
Vorschub	f_c	0,05 mm/U
Schnitttiefe	a_p	0,1 mm
Werkzeug ISO-Geometrie	-	DCMT 11T304



Abbildung 4-6: Kinematik des Werkzeugs für das "Hämmerndes Drehen", "Vibrationsunterstütztes Drehen" und "Drehen"

4.2 Versuchswerkstoffe und Probengeometrien

Im Folgenden werden die in dieser Arbeit verwendeten Probengeometrien und Werkzeugmaschine, sowie die eingesetzten Werkstoffe beschrieben.

4.2.1 Vertikaldrehmaschine

Die Versuche wurden auf einer Vertikaldrehmaschine V100 des Herstellers Indexwerke durchgeführt. Vorteilhaft bei dieser Werkzeugmaschine mit Parallelkinematik ist die bewegte Werkstückspindel, die ortsfeste Messaufbauten am Werkzeug ermöglicht. Auf dieser Werkzeugmaschine erfolgten die Probenfertigung und Versuchsdurchführung, ebenso wurde diese als Basis für den Aufbau eines Tribometers genutzt.

4.2.2 Versuchswerkstoffe

Bei dem in dieser Arbeit verwendeten Werkstoff handelt es sich um den Vergütungsstahl 42CrMo4/1.7225 im Vergütungszustand V450. Der Werkstoff besitzt aufgrund seiner guten Festigkeit und Zähigkeit Relevanz im Maschinenbau und wird für hochbelastete Bauteile eingesetzt. Der Werkstoff für die Versuche stammt aus einer einzigen Materialcharge, um den Einfluss von Zusammensetzungsschwankungen zu vermeiden. Zur Ermittlung der mechanischen Kennwerte wurden Zugversuche und Härtemessungen nach Vickers durchgeführt, diese sind in Tabelle 4-4 dargestellt. Das Spannungs-Dehnungs-Diagramm ist in Abbildung 4-7 abgebildet. Neben dem verwendeten Vergütungsstahl wurde die Aluminium-Kupfer-Legierung AlCuMgPb/EN AW-2007 mit niedrigerer Festigkeit und Härte von $148,1 \pm 4,8$ HV0,01 zur Untersuchung der Mechanismen eingesetzt, da diese ein ausgeprägtes Kaltverfestigungsverhalten aufweist und große Spannungsdicken ohne die Gefahr eines Werkzeugbruchs gefahren werden konnten.

Tabelle 4-4: Werkstoffkennwerte 42CrMo4/1.7225

Werkstoffkennwerte		Wert
Dehngrenze	$R_{p0,2}$	$1006,4 \pm 2,4 \text{ MPa}$
Zugfestigkeit	R_m	$1067,7 \pm 2,1 \text{ MPa}$
Gleichmaßdehnung	A_g	$5,76 \pm 0,25 \%$
Bruchdehnung	A	$14,60 \pm 1,07 \%$
Härte Vickers	HV	$383,6 \pm 27,6 \text{ HV0,01}$
Vergütungszustand	-	V450

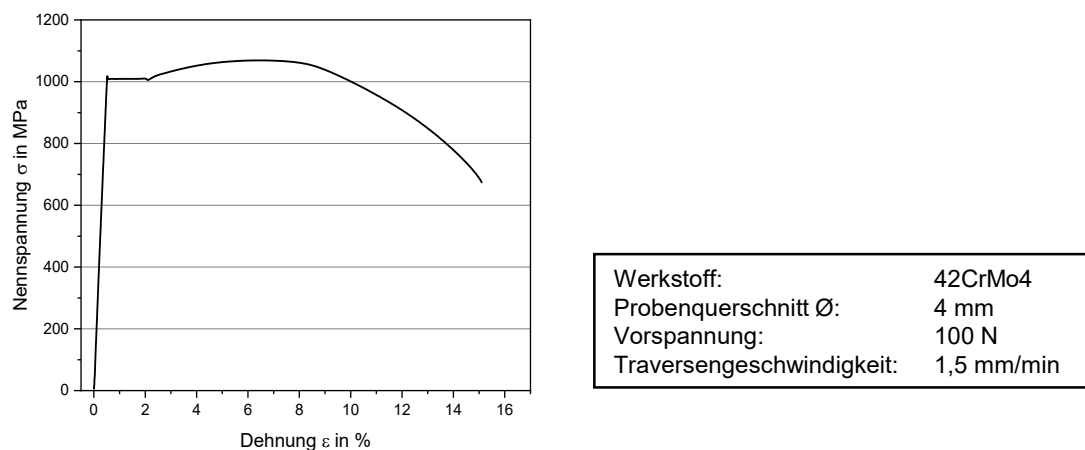


Abbildung 4-7: Spannungs-Dehnungs-Diagramm 42CrMo4/1.7225

4.2.3 Probengeometrie

Alle in dieser Arbeit verwendeten Probenkörper wurden aus einem 20 mm Rundmaterial des Vergütungsstahls bzw. der Aluminium-Kupfer-Legierung gefertigt, mit Ausnahme der 50 mm-Scheiben aus 42CrMo4. Alle Proben wurden auf der Vertikaldrehmaschine V100 gefertigt oder vor den Versuchen auf dieser in einer Aufspannung überdreht, um vergleichbare Ausgangszustände in Bezug auf Geometrie und Rundlauf zu schaffen. Da die Vertikaldrehmaschine konstruktionsbedingt durch die bewegte Werkstückspindel nicht über einen Reitstock verfügt, wurde die maximale Probenlänge auf ein L/D-Verhältnis von acht begrenzt, um Schwingungen zu verringern. Bei den Proben für die Untersuchung der Schwingfestigkeit erfolgte die Bearbeitung über den verjüngten Bereich der Probe hinaus bis zu den Spannflächen, um hier keinen sprunghaften Gradienten der Randschichtzustände hervorzurufen, der zu Spannungsüberhöhungen

führen kann. An den zylindrischen Proben mit einem Durchmesser von 19 mm waren sechs Probenbereiche mit einer Breite von 5 mm für die Versuche vorgesehen, während an den Proben mit einem Durchmesser von 10 mm eine durchgehende Fläche für eine Parameterkombination vorgesehen war. In Abbildung 4-8 sind alle in dieser Arbeit verwendeten Probengeometrien zusammengestellt. In Tabelle 4-5 ist aufgelistet, für welche Versuchsaufbauten und in welchen Kombinationen diese verwendet wurden.

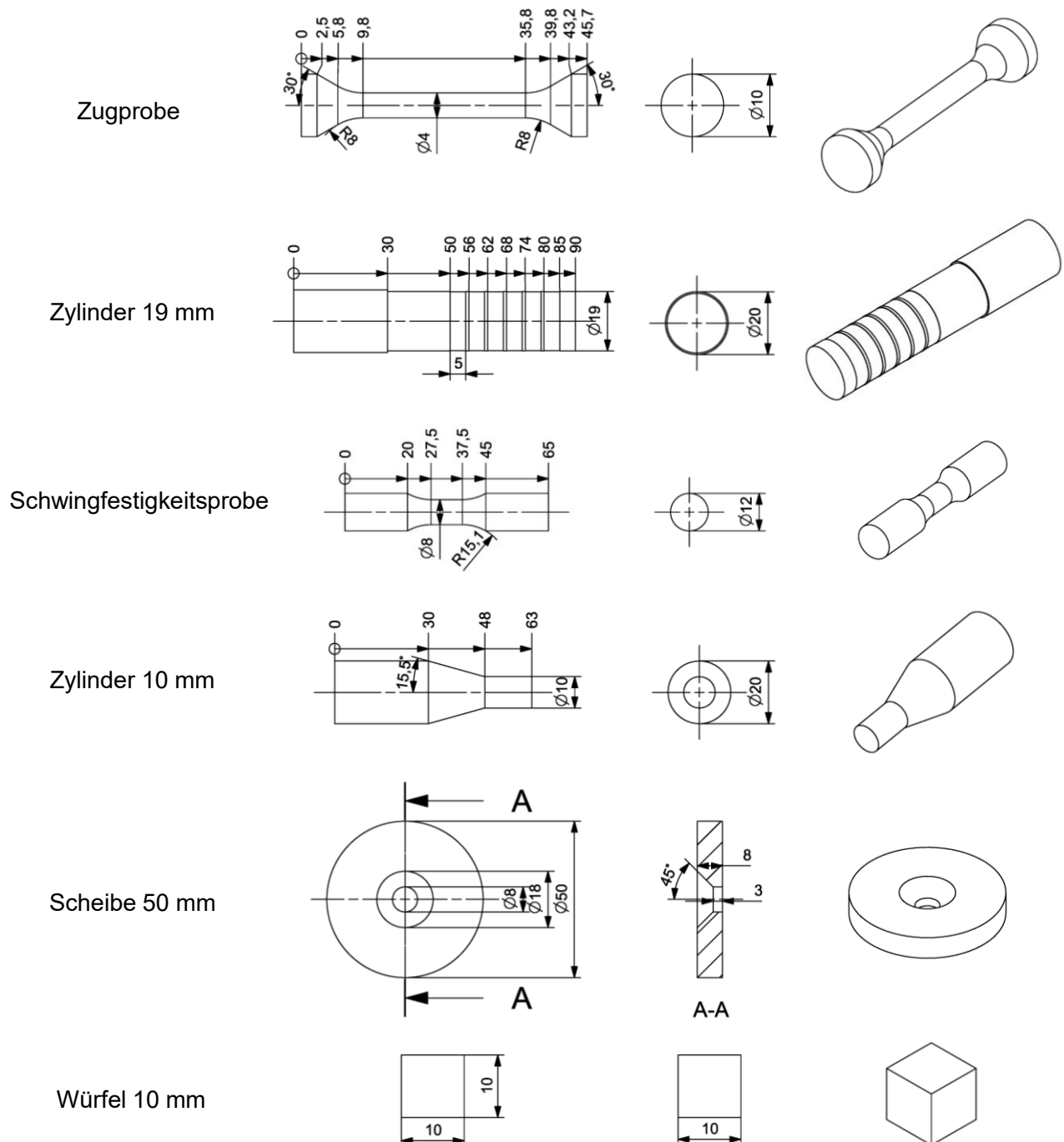


Abbildung 4-8: Verwendete Probengeometrien in den Untersuchungen

Tabelle 4-5: Zuordnung der Probengeometrie zu den Versuchsaufbauten

Untersuchung \ Probengeometrie	Scheibe 50 mm	Würfel 10 mm	Zylinder 10 mm	Zylinder 19 mm	Schwingfestigkeit	Zugprobe
Analogieversuche mit Maschinenkinematik	X					
Parameter (Topographie, Kräfte, Eigenspannungen)				X		
Randschichtzustände			X			
Metallographische Schliffe			X			
Mikrohärtetiefenverlauf			X			
Eigenspannungstiefenverlauf			X			
Zylinder-auf-Scheibe Tribometer:						
Gleitreibung	X		X			
Verschleißmarkenbestimmung	X		X			
Zylinder-auf-Stift Tribometer:						
Gleitreibung		X	X			
Haftreibung		X	X			
Topographieveränderung durch Verschleiß		X	X			
Schwingfestigkeit					X	
Zugversuch						X

4.2.4 Werkzeuge

Für die Versuche wurden kommerziell erhältliche Wendeschneidplatten aus dem industriellen Bereich verwendet. Bei den Analogieversuchen wurden rhombische 80°-Wendeschneidplatten der ISO-Geometrie CNMA120408 in beschichteter und unbeschichteter Form eingesetzt. Aufgrund des großen Eckenradius führen diese Wendeschneidplatten jedoch zu einer großen Kontaktfläche und damit zu hohen Prozesskräften, die vom entwickelten Werkzeugsystem aufgebracht werden müssten. Zudem weisen sie eine relativ hohe Masse von 10 g auf, was sich negativ auf eine hochdynamische Anwendung auswirkt. Aus diesem Grund wurden für das hochdynamische Werkzeugsystem kleinere und leichtere Wendeschneidplatten aus einem Cermet-Hartstoff auf Titanbasis eingesetzt, die nur ein Gewicht von 3,66 g aufweisen. Eine detaillierte

Auflistung weiterer Merkmale der Werkzeuge findet sich in Tabelle 4-6. Diese unbeschichteten Wendeschneidplatten der ISO-Geometrie CCMW120404 weisen einen kleineren Eckenradius $r_\epsilon = 0,4$ mm auf, der eine lokale plastische Verformung bei geringeren Prozesskräften ermöglicht. Die Präparation des Schneidkantenradius dieser Werkzeuge erfolgte durch Bürsten mit einer Siliziumkarbid-Nylonrundbürste. Mit diesem Verfahren wurden die Wendeschneidplatten mit einem Formfaktor $K \leq 1$ konditioniert. Die Vermessung der Schneidkante erfolgte mit dem in Abschnitt 4.4.1.1 beschriebenen Konfokalmikroskop, wobei die Wendeschneidplatten zur Vermessung der Span- und Freifläche um 45° geneigt wurden. Die Bestimmung der Schneidkantenparameter erfolgte nach dem in (Denkena & Reichstein et al. 2005) beschriebenen Verfahren. Im Weiteren werden die mittlere Schneidkantenverrundungen $\bar{S}$ des CNMA120408 Werkzeugs auf übersichtliche Weise mit 10 μm und 30 μm angegeben.

Tabelle 4-6: Geometrie und Merkmale der Werkzeuge

Merkmals	Wert		
ISO-Geometrie	CNMA120408	CCMW120404	
Eckenradius r_ϵ	0,8 mm	0,4 mm	
Masse	10 g	3,66 g	
Hersteller	ISCAR LTD.	Mitsubishi Materials Corporation	
Schneidstoff (Herstellerbezeichnung)	IC20	IC907	NX2525
Beschichtung	-	TiAlN + TiN	-
Mittlere Schneidkantenverrundung $\bar{S}$	$6,1 \pm 3,2 \mu\text{m}$ (10 μm)	$25,1 \pm 6,5 \mu\text{m}$ (30 μm)	$51,6 \pm 6,2 \mu\text{m}$
Formfaktor K	$0,96 \pm 0,31$	$1,14 \pm 0,25$	$0,93 \pm 0,07$

4.3 Biaxiales piezoelektrisches Werkzeugsystem

Für die praktische Realisierung der Prozesskombination Hämmerndes Drehen musste ein Werkzeugsystem für einen Drehprozess entwickelt werden, bei dem zwei zueinander orthogonal orientierte Achsen mit variabler Auslenkung und Frequenz angesteuert werden können. Des Weiteren müssen diese Achsen mit der Schnittgeschwindigkeit synchronisiert sein und eine diskontinuierliche Schwingung ausführen. Dies schließt den Einsatz einer resonanten Anregung aus. Um die hochdynamische und präzise Auslenkung des Werkzeugsystems von mehreren 100 Hz zu ermöglichen, wurden piezoelektrische Aktoren eingesetzt. Aus physikalischer Betrachtungsweise ist die Bezeichnung der Bewegung des Werkzeugsystems in Schnittrichtung als harmonische Schwingung nicht zutreffend, da die Auslenkung nicht durch Massenträgheit und eine der Auslenkung proportionalen Rückstellkraft hervorgerufen wird. Es handelt sich um eine hochdynamische Positionierung des Werkzeugs gemäß einer harmonischen Schwingung. Dies ermöglicht eine maximale Flexibilität der Prozessstellgrößen beim Hämmernden Drehen.

4.3.1 Mechanischer Aufbau

Der mechanische Teil des Werkzeugsystems ist aus zwei Grundelementen aufgebaut, dem starren Rahmen aus Stahl und dem biaxialen Festkörpergelenk aus Aluminium, auf welchem die Werkzeugkassette sitzt. Festkörpergelenke bieten gegenüber konventionellen Gelenken den Vorteil der Spielfreiheit, sind jedoch nur für geringe Winkelauslenkungen geeignet. Der Stahlrahmen nimmt die dynamischen Kräfte sowie Prozesskräfte auf und verbindet die weiteren Komponenten. Dieser stellt ebenfalls die Anbindung an die Werkzeugmaschine bzw. das Mehrkomponentendynamometer dar. Das biaxiale Festkörpergelenk ermöglicht lineare Bewegungen in zwei Achsen und sperrt die weiteren Freiheitsgrade. Das Festkörpergelenk ist als ein parallelogrammförmiges Gelenkviereck ausgeführt, wobei die vier Glieder ihrerseits wiederum Parallelogrammführungen darstellen. Dies sperrt die rotatorischen Freiheitsgrade. Eine schematische Zeichnung der achtgliedrigen kinematischen Kette und die technische Umsetzung sind in Abbildung 4-9 dargestellt. Dieses Festkörpergelenk kann durch zwei senkrecht zueinander angeordnete Piezoaktuatoren ausgelenkt werden. Die Aktoren befinden sich in der Werkzeug-Rückebene P_p senkrecht zur Werkstückoberfläche und tangential in Schnittrichtung. Da Zugkräfte bei Piezoaktuatoren zu vermeiden sind, ist eine externe Rückstellkraft des Festkörpergelenks erforderlich, diese wird durch eine

Federvorspannung von 300 N sichergestellt. Der Aufbau des piezoelektrischen Werkzeugsystems ist in Abbildung 4-10 dargestellt.

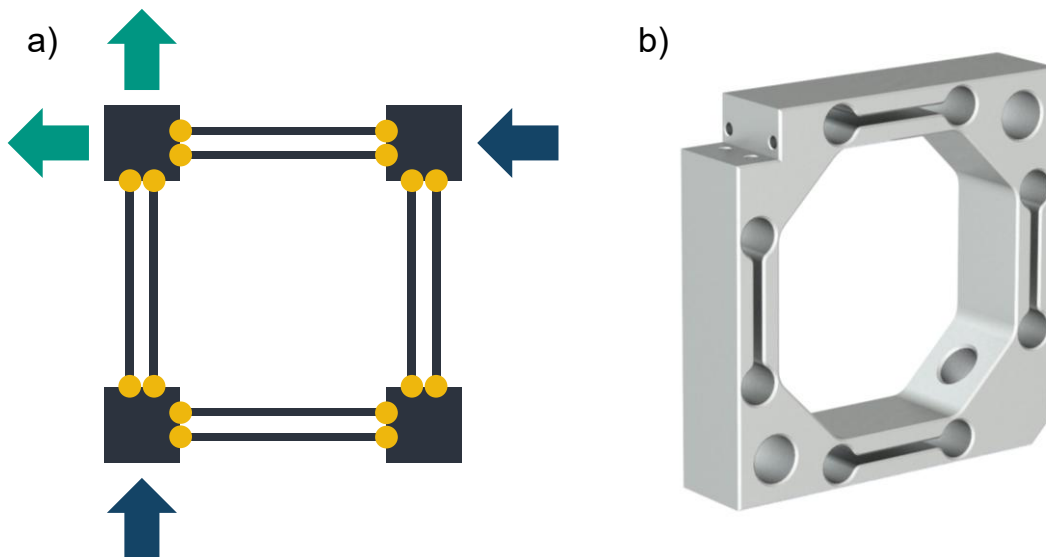


Abbildung 4-9: Schematische Zeichnung a) und technische Umsetzung b) der achtgliedrigen kinematischen Kette

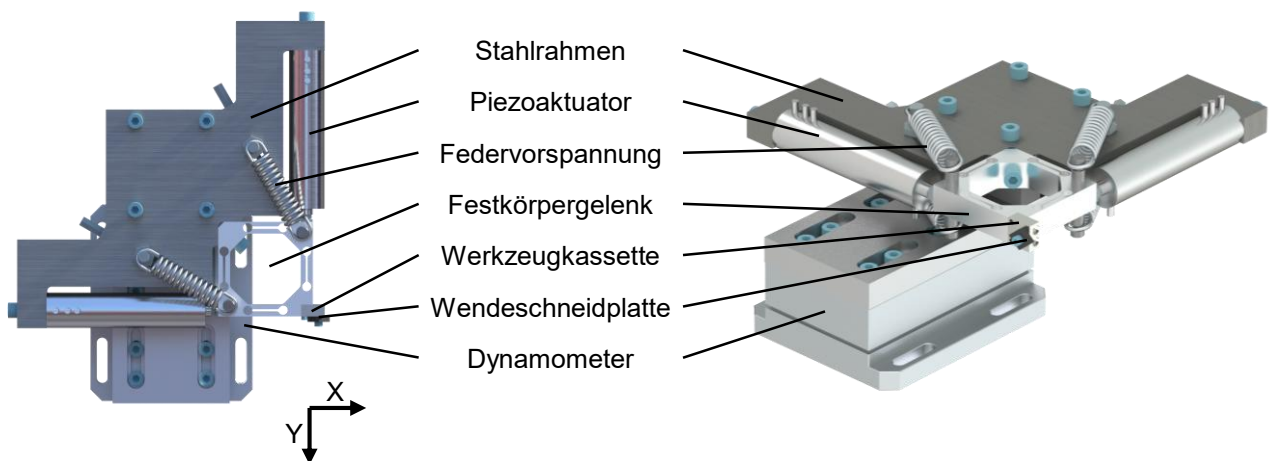


Abbildung 4-10: Aufbau des biaxialen piezoelektrischen Werkzeugsystems

4.3.2 Piezoelektrischer Aufbau

Piezoelektrische Aktuatoren ermöglichen Bewegungen im Mikrometerbereich, indem sie elektrische Energie direkt in mechanische Energie umwandeln. Sie stellen unterhalb der Resonanzfrequenz eine elektrische Kapazität dar, wobei die Auslenkung näherungsweise proportional zur elektrischen Ladung ist. Da die Ladung von der anliegenden Spannung abhängt, ist für den Betrieb eines Piezoaktuators eine Spannungsquelle erforderlich. Diese sind in der Regel als Linearverstärker ausgeführt, die eine analoge Eingangsspannung verstärken. In dem piezoelektrischen Werkzeugsystem wurden P-216 PICA Power Piezoaktuatoren sowie Piezoverstärker des Herstellers Physik

Instrumente (PI) SE & Co. KG verbaut, die im Folgenden näher beschrieben werden. Die Hochvoltaktuatoren P-216.80 sind eine Sonderanfertigung, die eine interne Temperaturmessung mithilfe eines P1000 Elements als auch einen Spülluftanschluss für die Kühlung der Piezostacks im Inneren der Aktuatoren besitzen. Die technischen Spezifikationen dieser Aktuatoren sind in Tabelle 4-7 gegeben. Für die Spülluft der Piezoaktuatoren wurde nach ISO 8573-1:2010 aufbereitete Druckluft mit 1,5 bar verwendet.

Tabelle 4-7: Spezifikationen Hochvoltaktuatoren P-216.80

Spezifikation	Wert
Stellweg in Z	120 μm
Antriebstyp	PICA gestapelter Bauweise
Betriebsspannung	Unipolar 0–1000 V
Elektrische Kapazität	1000 nF
Steifigkeit in Z	50 N/ μm
Resonanzfrequenz in Z, unbelastet	4,5 kHz
Zulässige Druckkraft in Z	4500 N
Temperaturmessung	P1000

Für die Ansteuerung des Aktuators in Schnittrichtung wurde der Hochleistungs-Piezoverstärker E-470, der einen Spitzenstrom von 500 mA liefert, verwendet. Da hier nur die Sinusschwingung des Werkzeugs angeregt werden muss, welche bei gleicher Auslenkung geringere Umladungsströme hervorruft, kann hier ein leistungsschwächerer Verstärker eingesetzt werden. Da der Verstärker E-470 keine interne Temperaturüberwachung der Piezoaktuatoren besitzt, wurde eine vorgeschaltete Temperaturüberwachung ergänzt. Der digitale Temperaturregler TR-PT1000-A-24V des Herstellers OTOM Group GmbH für PT1000-Temperatursensoren verfügt über ein potentialfreies Relais, welches bei Erreichen der Übertemperatur des Piezoaktuators den analogen Signaleingang unterbricht. Für die pulsformige Anregung der Hämmerbewegung wird eine höhere Dynamik des Verstärkers benötigt, da effektiv die dreifache Frequenz vorliegt. Für diesen Aktuator kam der E-481 PICA Höchstleistungs-Piezoverstärker zum Einsatz, dieser liefert Spitzenströme von 2000 mA und besitzt eine Temperaturüberwachung des angeschlossenen Piezoaktuators. Des Weiteren verfügt dieser Verstärker über Monitorausgänge, mittels derer die Spannung des angeschlossenen Piezoaktuators sowie die Ströme überwacht werden können. In Abbildung 4-11 sind die idealen maximalen Auslenkungsamplituden in Abhängigkeit der Betriebsfrequenz gegeben,

berechnet auf Grundlage der Herstellerangaben. Diese berechnen sich nach der Formel für den Strom durch einen Kondensator in Abhängigkeit der Spannung u und Kapazität C :

$$i(t) = \frac{du(t)}{dt} * C \quad 4-6$$

$u(t)$ = Spannung
 C = Kapazität

Für eine sinusförmige Spannung $u(t)$ ergibt sich die maximale Spannung U_{max} in Abhängigkeit des maximalen Stroms i_{max} :

$$u(t) = U_0 * \sin(\omega t) \quad 4-7$$

$$i(t) = \omega C * U_0 * \cos(\omega t)$$

$$i_{max} = \omega C * U_0 = 2\pi * f_{c,o} * C * U_{max}$$

$$U_{max} = \frac{i_{max}}{2\pi * f_{c,o} * C}$$

U_0 = Spannungsamplitude Sinus
 ω = Frequenz
 U_{max} = Maximale Spannung
 i_{max} = Maximaler Strom

Hieraus ergibt sich unter Annahme eines linearen Piezoverhaltens die maximale Auslenkung s_{max} mit der maximalen Spannung U_{max} :

$$s(t) = \frac{S_{Piezo,max}}{U_{Piezo,max}} * u(t) \quad 4-8$$

$$S_{max} = \frac{S_{Piezo,max}}{U_{Piezo,max}} * U_{max} = \frac{S_{Piezo,max}}{U_{Piezo,max}} * \frac{i_{max}}{2\pi * f_{c,o} * C}$$

$S_{Piezo,max}$ = Maximale Auslenkung Piezo
 $U_{Piezo,max}$ = Maximale Spannung Piezo

Mit Formel 4-3 für den Zusammenhang der Schnittgeschwindigkeit v_c ergibt sich die maximal mögliche Schnittgeschwindigkeit $v_{c,max}$:

$$v_{c,max} = f_{c,o} * 2\pi * S_{max} = f_{c,o} * 2\pi * \frac{S_{Piezo,max}}{U_{Piezo,max}} * \frac{i_{max}}{2\pi * f_{c,o} * C} \quad 4-9$$

$$v_{c,max} = \frac{S_{Piezo,max}}{U_{Piezo,max}} * \frac{i_{max}}{C}$$

$v_{c,max}$ = Maximale Schnittgeschwindigkeit

Die technischen Spezifikationen der beiden Piezoverstärker sind in Tabelle 4-8 detailliert. Nach den Herstellerkennlinien ergibt sich so eine maximal mögliche Schnittgeschwindigkeit für den verwendeten Piezoverstärker E-470 von $v_{c,max} = 2,7$ m/min. Am realen Werkzeugsystem sind kleinere Auslenkungen zu erwarten, da in dieser Berechnung keine ohmschen Verluste berücksichtigt wurden. Hinzu kommen die Vorspannung und die Prozesskräfte, die die tatsächliche Auslenkung und somit auch die maximal mögliche Schnittgeschwindigkeit verringern.

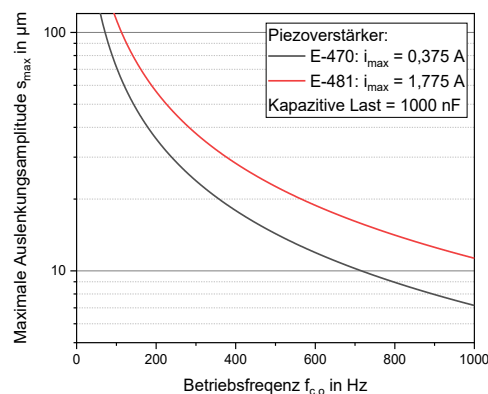


Abbildung 4-11: Berechnete ideale Maximalauslenkungen s_{max} der Piezoaktuatoren in Abhängigkeit der Frequenz $f_{c,o}$

Tabelle 4-8: Technische Spezifikationen Piezoverstärker E-470 und E-481 PICA

Spezifikationen	E-470	E-481 PICA
Ausgangsspannung	3–1100 V	0–1100 V
Dauerausgangsleistung	110 VA	630 VA
Spitzenleistung, <5 ms	550 VA	2000 VA
Dauerausgangsstrom	100 mA	>600 mA
Spitzenstrom, <5 ms	500 mA	2000 mA
Bandbreite, Kleinsignal	Statisch bis 3 kHz	5 kHz (660 nF), 1 kHz (3,4 μ F)
Bandbreite, Großsignal	Statisch bis 3 kHz	1,4 kHz (660 nF), 350 Hz (3,4 μ F)
Spannungsverstärkung	x100	x100

Die analoge Ansteuerung der Piezoverstärker erfolgte durch den 2-Kanal-Arbiträr-funktionsgenerator MFG-2230M des Herstellers GW Instek. Bei diesem wurde auf einem Kanal die kontinuierliche Sinusfunktion in Schnittrichtung ausgegeben, auf dem anderen zeitlich synchronisierten Kanal wurde mittels der Arbiträr-Funktion eine diskontinuierliche Sinuswelle vom Tiefpunkt zu Tiefpunkt der dreifachen Frequenz ausgegeben.

Mithilfe zweier Präzisionspotentiometer mit 20 kOhm, die als veränderlicher Pulldown-Widerstand fungierten, wurden Spannungssprünge beim Einschalten der Signale gedämpft. Diese Schutzmaßnahme ist erforderlich, um die Piezoaktuatoren und Verstärker vor hohen Strömen zu schützen, die bei abruptem Einschalten der analogen Eingangssignale entstehen. Zur direkten Überwachung während der Versuche wurden die analogen Eingangssignale und Monitorsignale der Verstärker durch ein TDS2024B Oszilloskop des Herstellers TEKTRONIX, INC. visualisiert. Die Datenerfassung erfolgte zeitsynchron zusammen mit den Messdaten des Wegmesssystems und der Kraftmessung, wie in Abschnitt 4.3.3 beschrieben. Die schematische elektrische Darstellung des Versuchsaufbaus ist in Abbildung 4-12 veranschaulicht.

4.3.3 Integrierte Messtechnik

Zur messtechnischen Erfassung und Aufzeichnung der Prozessgrößen wurden in den Versuchsaufbau Messsysteme für die Kraft- und Wegmessung integriert.

4.3.3.1 Mehrkomponentendynamometer

Für die Erfassung der Prozesskräfte erfolgte der Aufbau des kompletten piezoelektrischen Werkzeugsystems auf einem Mehrkomponentendynamometer mit einem Messbereich von 5 kN, welches mit dem Maschinenbett verschraubt wurde. Die Parallelkinematik der Vertikaldrehmaschine ermöglicht den ortsfesten Einbau von Werkzeugen, da die Werkstückspindel im Arbeitsraum der Werkzeugmaschine bewegt wird. Für die Messung der dreiachsigen kartesischen Kräfte wurde das piezoelektrische Mehrkomponentendynamometer 9257B und drei Ladungsverstärker 5015A des Herstellers Kistler Instrumente AG verwendet. Das Dynamometer weist eine geringe Ansprechschwelle $< 0,01 \text{ N}$ bei einer gleichzeitig hohen Steifigkeit $> 1 \text{ kN}/\mu\text{m}$ auf und die Ladungsverstärker ermöglichen Eingangsfrequenzen bis 200 kHz.

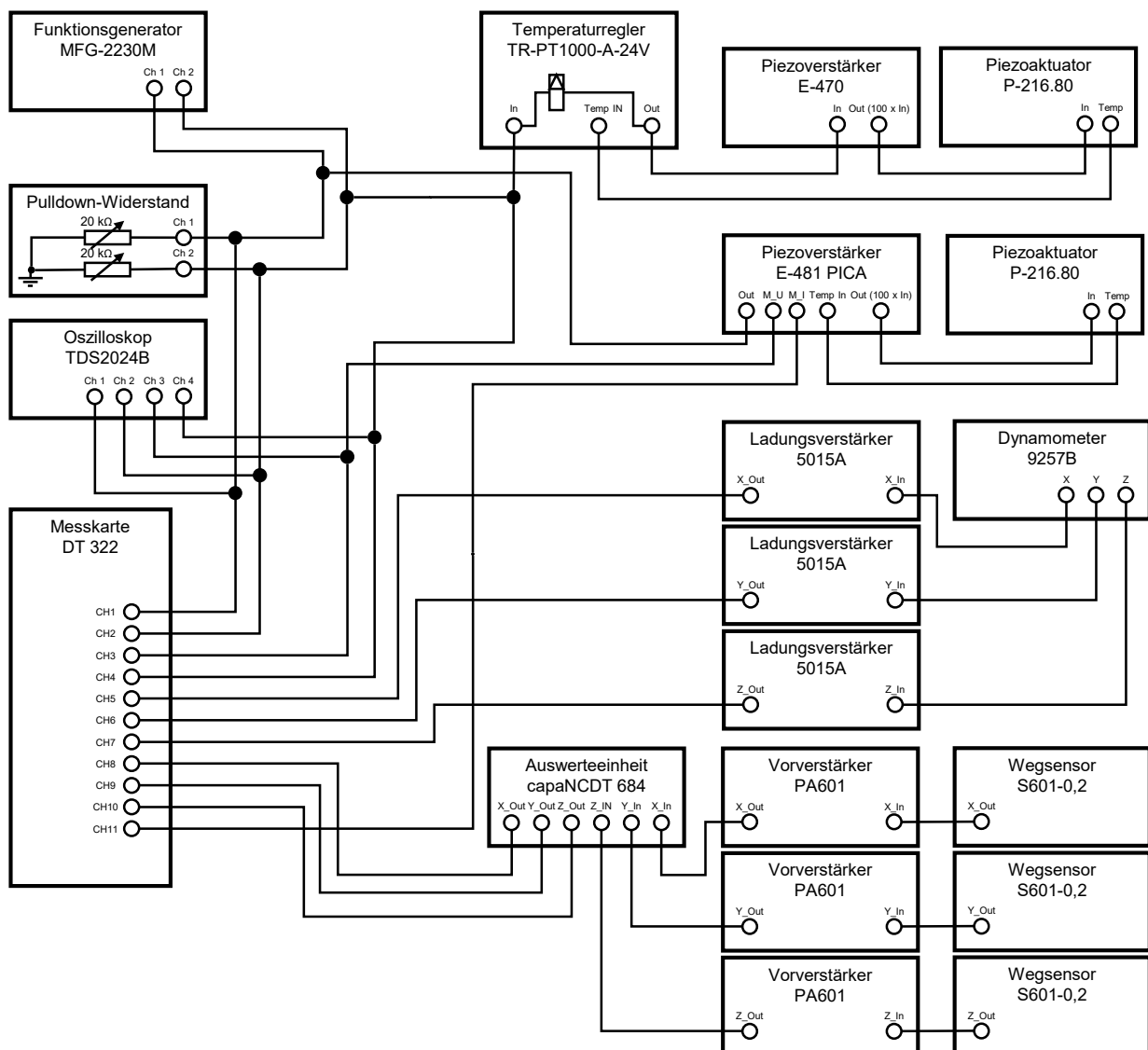


Abbildung 4-12: Vereinfachtes elektrisches Blockschema des piezoelektrischen und messtechnischen Versuchsaufbaus

4.3.3.2 Kapazitives Wegmesssystem

Das beschriebene piezoelektrische Werkzeugsystem wurde mit kapazitiven Abstandssensoren ausgestattet, welche es ermöglichen die Position des Werkzeugs im Mikrometerbereich zu erfassen. Zu diesem Zweck wurden drei Sensoren des Typs S601-0,2 des Herstellers Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG in einer Vorrichtung kartesisch angeordnet. Die Sensoranordnung wurde mittels zweier gegeneinander verspannter Messstative am Maschinenbett fixiert. Dies ermöglicht eine exakte Positionsmessung entkoppelt vom schwingenden Werkzeugsystem. Das Messtarget stellt hierbei ein direkt hinter der Werkzeugkassette angebrachter Aluminiumwürfel dar. Die Sensoren weisen einen Messbereich von 200 μm bei einer Auflösung bis zu 0,04 μm auf

und sind für dynamische Anwendungen bis zu einer Frequenz von 6 kHz konzipiert. Die weitere Messkette des Wegmesssystems umfasste Vorverstärker des Typs PA601 und die Auswerteeinheit Typ capaNCDT 684. Es erfolgte eine Validierung des integrierten Wegmesssystems mit einer Beschleunigungsmessung in der Abschlussarbeit (A_Görtz 2023). Ziel war es, zu ermitteln, ob das Messsystem selbst durch übertragene Schwingungen des Maschinenbetts beeinflusst wird. Es wurde der triaxiale piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer PCB-356A33 des Herstellers PCB Piezotronics GmbH auf dem Festkörpergelenk angebracht. Die Datenerfassung erfolgte mit dem Schwingungs- und Akustik-Datenlogger WebDAQ 504 des Hersteller Digilent Inc. Für den Vergleich der aufgezeichneten Beschleunigungen mit den Messungen des kapazitiven Systems wurden die Wegmessungen zweifach nach der Zeit abgeleitet. Die Gegenüberstellung beider Signale im Frequenzbereich erfolgte mittels einer Fast-Fourier-Transformation. Liegen in der zweifach abgeleiteten Wegmessung Peaks vor, die in der Beschleunigungsmessung nicht nachweisbar sind, so kann dies ein Indiz für angeregte Eigenfrequenzen sein. Die Auswertung ergab, dass die kapazitive Wegmessung unter Verwendung von zwei verspannten Messstativen nicht nachteilig durch eigenfrequente Schwingungen beeinflusst wird.

4.3.3.3 Datenerfassung und Vorauswertung

Die Datenerfassung für beide Messsysteme sowie der Analogsignale der Piezoverstärker erfolgte simultan mit der Messkarte DT 322 des Herstellers Data Translation GmbH, wobei die Vorverarbeitung und Aufzeichnung mit der Software MATLAB von The MathWorks, Inc. vorgenommen wurde. Dies beinhaltete unter anderem die Bildung eines zeitsynchronen Durchschnitts aus dem periodischen Signal über 400 Perioden pro Messung. Die Abtastrate wurde auf 10 kHz festgelegt, um sicherzustellen, dass das Nyquist-Shannon-Abtasttheorem auch für höherfrequente Schwingungen bis 5 kHz erfüllt ist (C. E. Shannon 1998). Die Messkarte mit einer Auflösung von 16 Bit bietet eine Aufzeichnungsrate bis 250 kS/s, was die parallele Abtastung der 11 Messkanäle gewährleistet.

4.3.4 Modalanalyse

Um die Anregung unerwünschter Eigenfrequenzen des piezoelektrischen Werkzeugsystems bestmöglich zu minimieren, wurde eine Modalanalyse zu deren Ermittlung durchgeführt. Die Datenerfassung erfolgte mit der mobilen Hardware Simcenter LMS

SCADAS LMS des Herstellers Siemens Digital Industries Software und die Auswertung mit der Software Simcenter Testlab. Die Anregung der Struktur erfolgte am Festkörpergelenk mit einem Impulshammer 9726A des Herstellers Kistler Instrumente AG in allen drei Raumrichtungen. Der Beschleunigungsaufnehmer wurde direkt unter der Werkzeugkassette angebracht. Die Auswertung erfolgte bis zu einer Frequenz von 2000 Hz bei einer Auflösung mit 4 Hz.

4.3.5 Steifigkeit und Dynamik des Werkzeugsystems

Für die Bestimmung der statischen Steifigkeit wurde durch die Maschinenkinematik mithilfe einer vorgespannten Zylinderfeder eine Prüflast in alle Raumrichtungen angreifend an der Werkzeugkassette auf das Werkzeugsystem aufgeprägt. Zudem wurde eine Analyse der Dynamik und Zuverlässigkeit der Auslenkungen des piezoelektrischen Werkzeugsystems durchgeführt, wobei die Auslenkungen unter Variation der Anregungsfrequenz und -amplitude untersucht wurden. Die Werte wurden kontinuierlich moduliert, durch einen linearen Frequenzsweep sowie eine lineare Amplitudenrampe, die Werte der Frequenzen und Amplituden sind in Tabelle 4-9 dargestellt. Die Messung der Kräfte und Verschiebungen erfolgte durch die integrierten Messsysteme wie in 4.3.3 beschrieben.

Tabelle 4-9: Prüflast, Anregungsfrequenz und -amplitude

Parameter	Wert
Prüflast	10 Wiederholungen
X, Y-Richtung	15–120 N
Z-Richtung	10–70 N
Amplitude Spannung (Sinus 100 Hz)	0,5–6 V _{pp} Ruhelage 4 V
Linearer Frequenzsweep (Sinus 3 V _{pp})	0–250 Hz

4.4 Analysetechnik

Zur Untersuchung der Randschichtzustände und der Bauteileigenschaften bezüglich der Schwingfestigkeit und des tribologischen Verhaltens wurden sowohl zerstörungsfreie als auch zerstörende Analysemethoden angewandt, die im Folgenden beschrieben werden.

4.4.1 Randschichtzustände

Hinsichtlich der Randschichtzustände wurden die vier Größen Topographie, Mikrostruktur, Verfestigung und Eigenspannungszustand sowohl an der Oberfläche als auch in der Tiefe der Randschicht untersucht.

4.4.1.1 Topographie

Die Vermessung der Topographie der Proben und Mikrogeometrie der Werkzeuge wurden mittels eines Konfokalmikroskopes der Firma NanoFocus AG durchgeführt. Für die Auswertung erfolgte eine Aufnahme eines Messfeldes von $850\text{ }\mu\text{m} \times 850\text{ }\mu\text{m}$ in einem $0,8\text{ }\mu\text{m}$ Raster bei einer Höhenauflösung von $0,08\text{ }\mu\text{m}$ bei 20-facher Vergrößerung mit dem Mikroskop Objektiv MPlanApo 20X/0.60 des Herstellers Olympus K.K. In der Auswertesoftware $\mu\text{soft analysis}$ erfolgt die Korrektur der gekrümmten Oberfläche mithilfe einer Funktion dritten Grades, um Zylinderkrümmung und Schräglage der aufgenommenen Topographie zu entfernen. Anschließend wurden die räumlichen Oberflächenparameter nach ISO 25178 berechnet.

4.4.1.2 Mikrostruktur

Um die Tiefenwirkung der Bearbeitung auf die Mikrostruktur untersuchen zu können und Verformungen der Körner und nanokristalline Randschichten nachzuweisen, erfolgte eine Analyse mittels metallographischer Schliffe und rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen.

Focused-Ion-Beam Mikroskopie

Die Untersuchung der Mikrostruktur in der oberflächennahen Randschicht erfolgte mittels Focused-Ion-Beam (FIB) Mikroskopie, diese wurde als Dienstleistung des Laboratoriums für Elektronenmikroskopie am Karlsruher Institut für Technologie durchgeführt. Mit diesem Verfahren wurde durch einen fokussierten Ga^+ -Ionenstrahl ein Einschnitt von $15\text{ }\mu\text{m}$ Tiefe und $20\text{ }\mu\text{m}$ Länge ohne mechanische und thermische Beeinflussung des Gefüges in der Probenoberfläche erzeugt. Die Längsausrichtung entspricht der Schnittrichtung des Werkzeugs, die Positionen wurden in der Mitte eines Werkzeugweges und im Falle von hämmernd gedrehten bzw. vibrationsunterstützt gedrehten Oberflächen in der Mitte eines Werkzeugeindrucks gewählt. Der offengelegte Querschnitt der Randschicht wird anschließend unter einem Winkel von 38° zur Schnittebene rasterelektronenmikroskopisch untersucht. Das ioneninduzierte Channeling erlaubt hohe Kontraste zur Abbildung der Kornstruktur. Die Untersuchung wurde mit

einem DualBeam Strata 400S der Firma FEI Company durchgeführt, die verwendeten Parameter sind in Tabelle 4-10 gegeben.

Tabelle 4-10: Parameter der Focused-Ion-Beam Mikroskopie

Verfahren	Parameter	Wert
Focused-Ion-Beam (FIB)	Beschleunigungsspannung	30 kV
	Strom Schnitt	6.5 nA
	Strom Polieren	0.9 nA
Rasterelektronenmikroskopie	Spannung	30 kV
	Strom	9.7 pA
	Vergrößerung	5000

Metallographische Schliffe

Eine tiefreichende Untersuchung der Randschicht erfolgte in metallographischen Schliffen des Probenquerschnitts. Dies stellt ebenfalls die vorangehende Präparation für die Messung der Härtetiefenverläufe dar. Die Einbettung erfolgte kalt in 30 mm Probenträgern mit dem Zweikomponenteneinbettmittel VariKEM 200 auf Methylmetacrylatbasis des Herstellers Schmitz-Metallographie GmbH. Gefolgt vom Nassschleifen mit Siliziumcarbid-Papieren bis zur Körnung 1200 und anschließend das Polieren mit Diamantsuspension der Korngröße 6 μm , 3 μm und 1 μm . Die Präparation des Vergütungsstahls wurde durch eine Feinpolitur mit einer Suspension aus Siliziumdioxid der Korngröße 50 nm abgeschlossen. Um das Gefüge der auf Hochglanz polierten Schliffe sichtbar zu machen, wurde eine nasschemische Tauchätzung der Korngrenzen durchgeführt, wobei eine zweiprozentige alkoholische Salpetersäurelösung bei einer Ätzdauer von 5 s eingesetzt wurde. Für die Analyse wurden zwei unterschiedliche Orientierungen der Proben bezüglich ihrer Trenn- bzw. Schliffebene verwendet, sowohl in Querrichtung (90°) als auch in Schrägschliffen mit einer Neigung von 10° zur Probenoberfläche. Durch diese Neigung der Probe wird der betrachtete Bereich durch die Projektion um das 6,39-fache gestreckt, was die lichtmikroskopische Untersuchung der Randschicht und Messung des Härtetiefenverlaufs vereinfacht.

4.4.1.3 Mikrohärtetiefenverlauf

Die durch die Kaltverfestigung bedingte Härtezunahme infolge der Prozesse beschränkt sich auf die Randschicht des Werkstoffs und weist ein Tiefenprofil auf, sodass eine übliche makroskopische Härtemessung der Oberfläche nicht geeignet ist, um dies

zu erfassen. Der Mikrohärtetiefenverlauf wird daher an Schliffen des Werkstoffs ermittelt. Die Mikrohärtemessung zeichnet sich durch den Einsatz geringer Prüflasten aus, was randnahe Messungen ermöglicht. Die Härteprüfung wurde mit dem vollautomatischen Mikrohärteprüfer Q10 A+ der Firma ATM Qness GmbH und der Auswertungssoftware Qpix Control2 durchgeführt. Es wurde eine Vickers-Härteprüfung nach HV 0,01 mit einer Haltedauer von 10 Sekunden vorgenommen. Die Prüfeindrücke wurden in einem Intervall von 20 μm gesetzt. Gemäß DIN EN ISO 6507 beträgt der Mindestabstand bei Stählen das Dreifache der Eindruckdiagonalen (DIN6507-1:2024-01). Um dies einzuhalten, wurden die Prüfeindrücke alternierend um eine Mittellinie gesetzt. Die Messung des Härtetiefenverlaufs erfolgte in den Quer- und Schrägschliffen. Da jedoch die Härtemessung sich nicht nur auf die präparierte Oberfläche beschränkt und eine Tiefenwirkung hat, können sich die Härten unterschiedlicher Tiefen in den Schrägschliffen überlagern, so dass die Bedingungen der DIN EN ISO 6507 nicht gänzlich erfüllt sind. Jedoch kann so ein fein aufgelöstes Tiefenprofil erfasst werden und die Härteeindrücke näher an den Rand gesetzt werden, ohne dass der minimal erforderliche Randabstand des Dreifachen der Diagonalen der Härteeindrücke unterschritten wird.

4.4.1.4 Röntgenographische Eigenspannungsmessung

Die röntgenographische winkeldispersive Eigenspannungsmessung wurde mit einem Xstress DR45 Röntgendiffraktometer der Firma Stresstech GmbH und der Auswertungssoftware Xstress Studio 1.4.0 durchgeführt. Die Messung der Eigenspannungen erfolgte sowohl längs der Proben in Vorschubrichtung, als auch quer in Schnittrichtung. Die Messung gekrümmter Oberflächen kann zur Messung zu niedriger Spannungswerte führen. Nach DIN 15305 sollte die bestrahlte Fläche kleiner sein als das 0,4-fache des Krümmungsradius (DIN15305:2009-01). Für die untersuchten Proben entspräche dies einer maximalen Kollimatorgröße von 2 mm, zur Sicherheit und nach Herstellerempfehlung wurde eine Größe von 1 mm und eine Belichtungszeit von 3 s gewählt. Die weiteren Parameter für die Röntgenröhre sind Herstellerempfehlungen und können Tabelle 4-11 entnommen werden. Die Goniometeranordnung dieses Diffraktometers entspricht dem modifizierten χ -Verfahren. Die Auswertung der Messung erfolgte nach der $\sin^2 \psi$ -Methode mit der Annahme einer Spannung von $\sigma_{33} = 0 \text{ MPa}$.

Tabelle 4-11: Parameter der röntgenographischen Eigenspannungsmessung

Parameter	Wert
Belichtungszeit	3 s
Kollimatorgröße	1,0 mm
Röntgenröhre	Chrom
Material	Fe Ferritisch {211} 156,4°
Querkontraktionszahl	0,3
E-Modul	211.000 MPa
Rotationswinkel (φ)	0° und 90°
Kippwinkel (ψ)	11 Stück -45,0–45,0°
Beschleunigungsspannung	30 kV
Strom	9 mA

Für die Messung eines Tiefenprofils der Eigenspannungen ist ein Abtrag der Oberflächenschichten notwendig, da die Eindringtiefe der Röntgenstrahlen nur in einer Größenordnung von einigen Mikrometern liegt. Mechanische oder funkenerosive Verfahren beeinflussen den Spannungszustand, aus diesem Grund sind elektrochemische Verfahren zu bevorzugen. Für den Materialabtrag wurde das elektrolytische Polier- und Ätzgerät MoviPol-5 des Herstellers Struers S.A.S. verwendet. Für die Bestimmung des Eigenspannungstiefenverlaufs erfolgt ein repetitiver Zyklus aus Spannungsmessung und Materialabtrag. Da der Materialabtrag abhängig von elektrischer Kontaktierung und Elektrolytfluss ist, kann dieser trotz konstanter Parameter variieren. Im Bereich der oberflächennahen Randschicht bis in eine Tiefe von 100 μm , wo große Spannungsgradienten zu erwarten sind, wurde das Messintervall zwischen 10 μm bis 20 μm gewählt, in der tieferliegenden Randschicht zwischen 30 μm bis 50 μm . Die angelegte Spannung betrug 40 V bei einer Einwirkzeit von 20 s bzw. 40 s. Die Erfassung des Materialabtrags erfolgte mittels einer digitalen Messuhr ID-C der Mitutoyo Corporation mit einer Schrittweite von 0,5 μm in einem Tiefenmesstand. Zur Gewährleistung einer gleichbleibenden Messtelle, sowohl röntgenographisch wie taktil, wurden die Proben in einem Präzisionsschraubstock fixiert, dessen Position bei den Messungen formschlüssig und wiederholgenau sichergestellt wurde.

4.4.2 Quasistatischer Zugversuch

Für die Charakterisierung der Werkstoffcharge des verwendeten 42CrMo4 Vergütungsstahls wurde ein quasistatischer Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1 durchgeführt, um die mechanischen Kennwerte zu ermitteln (DIN6892-1:2020-06). Die Versuche wurden auf einer Universal Prüfmaschine von Zwick Roell GmbH & Co. KG durchgeführt. Die Probengeometrie ist in Abschnitt 4.2.3 gegeben. Die Versuche wurden mit einer Vorspannung der Probe von 100 N durchgeführt, die Traversengeschwindigkeit betrug 1,5 mm/min. Für die statistische Absicherung erfolgten acht Versuchswiederholungen.

4.4.3 Tribometer

Die tribologische Untersuchung sowohl der mikrotexturierten, als auch der gedrehten Topographien erfolgten in geschlossenen Tribometern zweierlei Bauformen in einer Zylinder-auf-Scheibe und Zylinder-auf-Stift Anordnung. Für beide Tribometer wurden mikrotexturierte bzw. gedrehte zylinderförmige Proben mit einem Durchmesser von 10 mm und Länge von 10 mm gefertigt. Als Schmiermittel wurde das Referenzöl Nr.2 (FVA2) der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. verwendet. Die Eigenschaften dieses Schmierstoffes sind in Tabelle 4-12 gegeben. Beide Reibpartner wurden vor den Versuchen vollständig mit diesem benetzt. Eine weitere Schmiermittelzugabe erfolgte während der Versuche nicht, um einen Abtransport möglicher Abriebpartikel (Debris) aus dem tribologischen Kontakt nicht hervorzurufen und die Aufnahmefähigkeit der Topographie für diese Partikel mit zu berücksichtigen. Bei dem tribologischen Kontakt handelt es sich um eine linienförmige Berührungsfläche einer Zylindermantelfläche mit einer Ebene.

Tabelle 4-12: Eigenschaften des Referenzöls Nr.2 (FVA2) (Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. 1985)

Parameter	Wert
Grundöl	Mineralöl
Additive	Keine
Kinematische Viskosität	
40 °C	28,5–31,0 mm ² /s
50 °C	19,3–20,3 mm ² /s
100 °C	5,1–5,3 mm ² /s
ISO VG	32
Dichte bei 15°C	0,868–0,874 g/ml

4.4.3.1 Zylinder-auf-Scheibe Tribometer

Die tribologische Untersuchung wurde auf einem Labortribometer vom Typ CETR UMT3 des Herstellers Phoenix Tribology Ltd in einer Zylinder-auf-Scheibe Anordnung durchgeführt. Die Rotation des Zylinders um seine eigene Achse ist hierbei gesperrt, so dass sich die tribologische Belastung auf eine unveränderte Berührfläche konzentriert. Die Kontaktlinie der Scheibe und des Zylinders schneidet die Achse der Scheibe so, dass die Gleitgeschwindigkeit senkrecht zur Zylinderachse steht. Die Gleitgeschwindigkeit wurde im Versuch schrittweise in 15 Stufen abgesenkt nach einer Haltezeit von 20 s je Stufe. Die Gleitgeschwindigkeiten und weitere Größen sind in Tabelle 4-13 und Abbildung 4-13 gezeigt. Als tribologischer Partner kamen in diesem Aufbau plangedrehte Scheiben aus 42CrMo4 mit einem Durchmesser von 50 mm zum Einsatz.

Tabelle 4-13: Parameter des Zylinder-auf-Scheibe Tribometers

Parameter	Wert
Gleitgeschwindigkeit (15 Stufen)	20–2000 mm/s
Richtung	Reversierend
Haltezeit pro Stufe	20 s
Normalkraft	40 N
Schmierstoff	Referenzöl Nr.2 (FVA2)
Topographie Probescheiben	
Textur	Gedreht
Mittlere arithmetische Höhe Sa	$0,59 \pm 0,11 \mu\text{m}$
Maximale Höhe Sz	$3,39 \pm 0,50 \mu\text{m}$

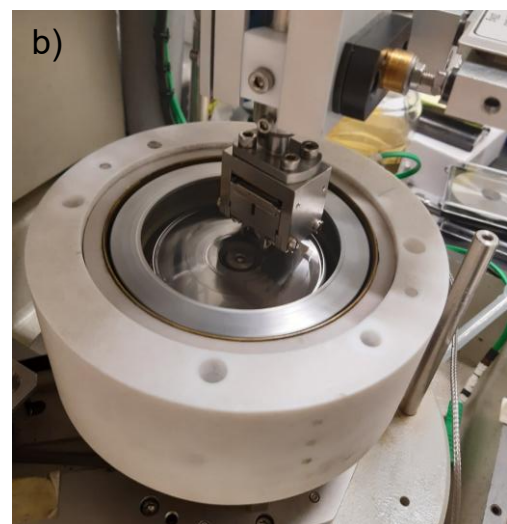
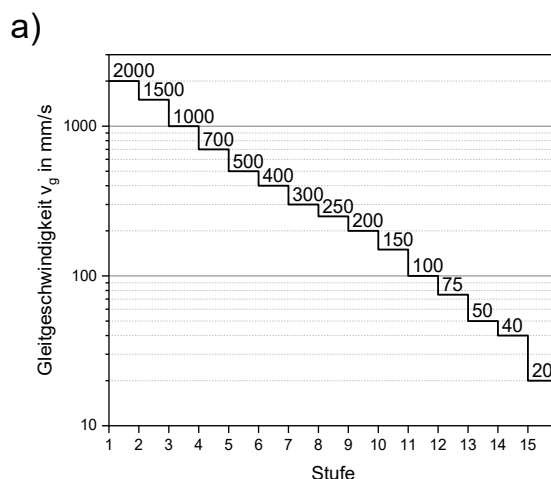


Abbildung 4-13: Gleitgeschwindigkeitsprofil a) und Aufbau des Zylinder-auf-Scheibe Tribometers b)

Verschleißmarkenbestimmung

Der tribologische Kontakt führt mit zunehmender Dauer zu einem Materialabtrag, der in Form einer Verschleißmarke ersichtlich wird. Die Bestimmung der Verschleißmarkenbreite erfolgte optisch mit einem VHX-XF Digitalmikroskop des Herstellers Keyence Corporation. Mithilfe einer Schrägbelichtung wurde der Kontrast der Verschleißmarke aufgrund derer veränderten Topographievorzugsrichtung in diesem Bereich zum Rest der Probenoberfläche hervorgehoben. Durch die veränderte Reflektivität erscheinen die Verschleißmarken in den Aufnahmen deutlich dunkler. In einer anschließenden Bildauswertung mit der mikroskopeigenen Software wurden die Flächenanteile der Verschleißmarke bestimmt. Dies ist exemplarisch in Abbildung 4-14 gezeigt.

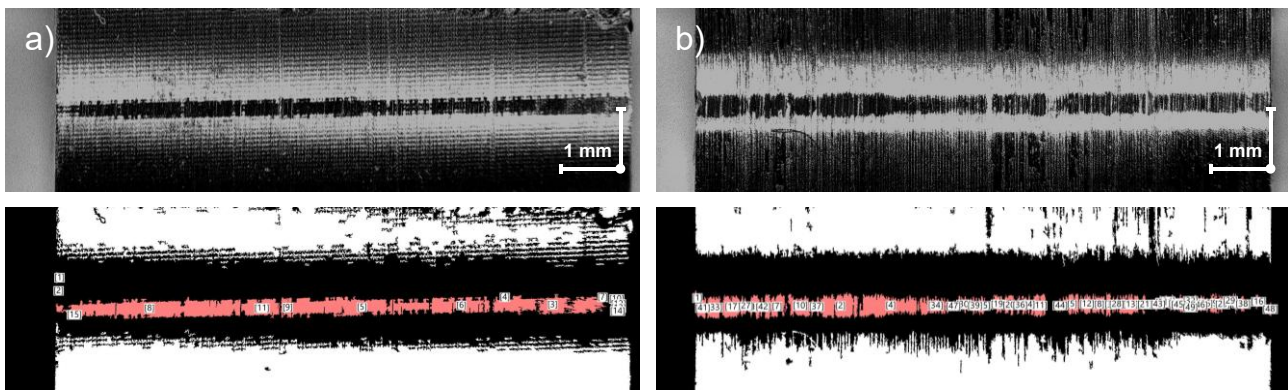


Abbildung 4-14: Optische Flächenbestimmung der Verschleißmarke:
Topographie Hämmerndes Drehen a), Topographie Drehen b)

4.4.3.2 Zylinder-auf-Stift Tribometer

Da bei der tribologischen Untersuchung mittels der Zylinder-auf-Scheibe Anordnung der Verschleiß auf eine örtlich unveränderte Berührungsfläche konzentriert ist, tritt ein lokaler Materialabtrag und eine damit einhergehende starke Veränderung der Topographie und Kontaktfläche auf. Um den Materialabtrag über den gesamten Umfang der Probe zu verteilen und damit die Topographieveränderung zu minimieren, wurde ein Tribometer mit einer Zylinder-auf-Stift Anordnung auf der Vertikaldrehmaschine V100 aufgebaut. In diesem Aufbau rotiert die zylinderförmige Probe in der Werkstückspindel der Maschine gegen einen feststehenden Stift in Form eines Würfels mit 10 mm Kantenlänge. Die Kraftmessung erfolgte über das Mehrkomponentendynamometer wie in Abschnitt 4.3.3.1 beschrieben. Der tribologische Partner ist aus derselben Werkstoffcharge wie die Probekörper gefertigt und weist eine geschliffene Oberfläche auf. Die Normalkraft wird durch eine Federvorspannung des feststehenden Pins und die Positionierung der Probe durch die Spindel erreicht. In diesem Versuchsaufbau wurden sowohl der Gleitreibungskoeffizient als auch der Haftreibungskoeffizient in reversierender Richtung untersucht. Die Normalkraft wurde stufenlos in den Versuchen der Gleitreibung variiert. Die Bestimmung des Haftreibungskoeffizienten erfolgte in 20 Stufen der Normalkraft. Die gewählten Versuchsparameter sind in Tabelle 4-13 und Abbildung 4-15 gegeben.

Tabelle 4-14: Parameter des Zylinder-auf-Stift Tribometers

Parameter	Wert
Gleitreibung	
Gleitgeschwindigkeit (15 Stufen, 30 s je Stufe)	2–157 mm/s
Richtung	Reversierend
Normalkraft (kontinuierlich 7,35 N/s)	10–120 N
Schmierstoff	Referenzöl Nr.2 (FVA2)
Haftreibung	
Normalkraft (20 Stufen)	12–118 N
Richtung	Reversierend
Schmierstoff	Referenzöl Nr.2 (FVA2) trocken
Topographie Probewürfel	
Textur	Geschliffen
Mittlere arithmetische Höhe Sa	$0,24 \pm 0,06 \mu\text{m}$
Maximale Höhe Sz	$3,38 \pm 0,98 \mu\text{m}$

Topographieveränderung durch Materialabtrag

Bei jedem tribologischen Kontakt der Grenzreibung und Mischreibung kommt es zu einer Veränderung der Topographie mit der zurückgelegten Gleitlänge. Um diese sukzessive Veränderung der Topographie durch den gleitenden tribologischen Kontakt zu erfassen, erfolgte eine Abformung der Topographie in sieben Intervallen nach einem Durchlauf des Gleitgeschwindigkeits- und Normalkraftprofils. Die Abformung der Topographie mit dem Vinylpolysiloxan Präzisionsabformmaterial Provil novo Light aus dem Dentalbereich, ermöglicht gleichbleibende Versuchsbedingungen ohne ein wiederholtes Aus- und Einspannen der Probe für eine Topographiemessung. Durch Invertierung der optischen Messung der Topographieabformungen kann eine Auswertung wie in Abschnitt 4.4.1.1 beschrieben erfolgen.

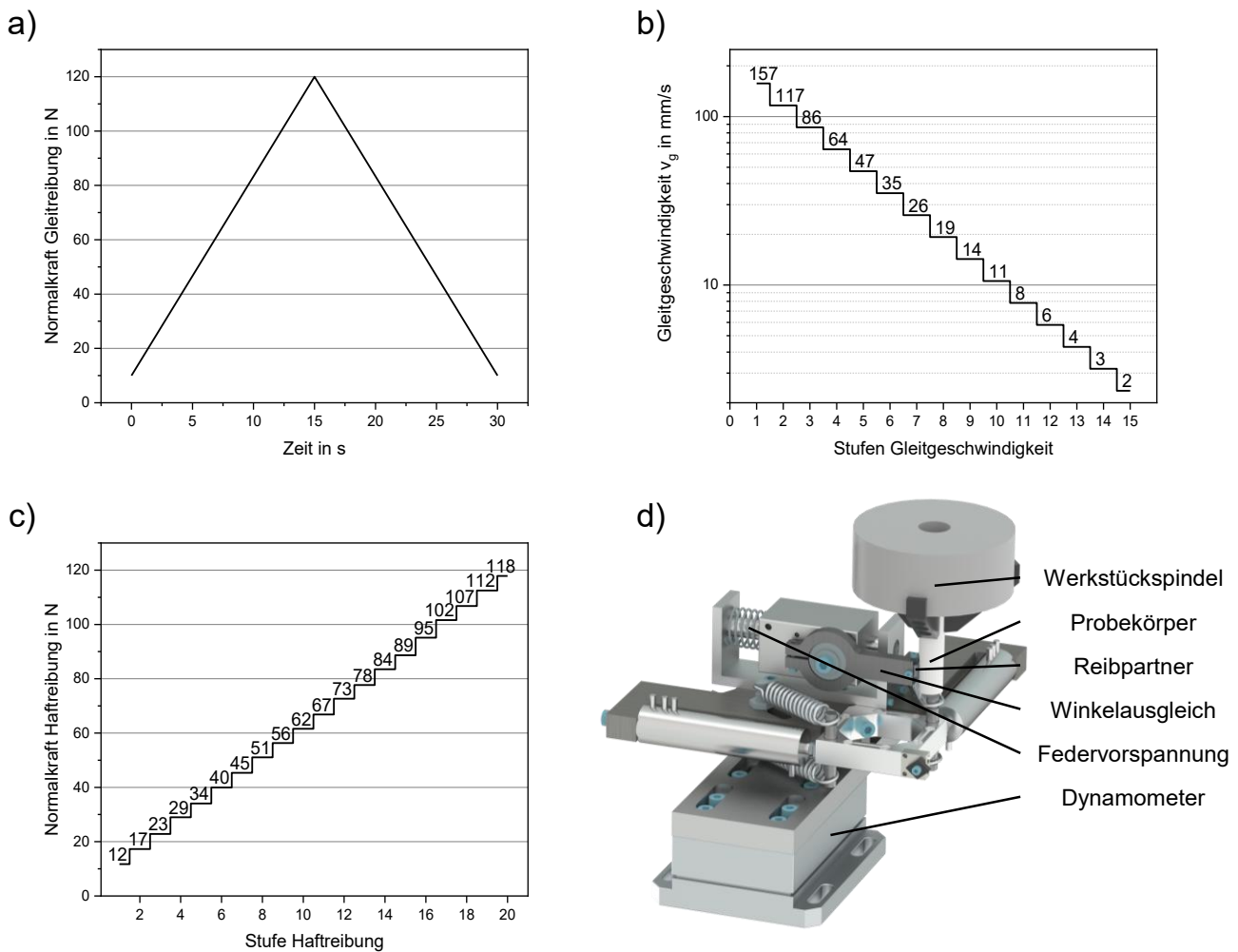


Abbildung 4-15: Normalkraftprofil a) und Gleitgeschwindigkeitsprofil b) der Gleitreibungsuntersuchung, Normalkraftprofil der Haftreibungsuntersuchung c) und Aufbau des Zylinder-auf-Stift Tribometers d)

4.4.4 Schwingfestigkeit

Der Einfluss der drei Bearbeitungszustände auf die Schwingfestigkeit wurde in Biegeumlaufversuchen untersucht, da bei diesem Verfahren die höchsten Spannungen in der Bauteilrandschicht vorliegen. Dies hat zur Folge, dass die Randschichtzustände maßgeblich für das Verhalten der Proben ausschlaggebend sind und nicht tief innenliegende Defekte wie Poren oder Fehlstellen. Die Versuchsdurchführung orientierte sich am Perlschnurverfahren nach DIN 50100:2022-12 (DIN 50100:2022-12), ausgehend von einer Randspannungsamplitude von $\sigma_a = 600$ MPa. Hierbei wurde die Spannungsamplitude sukzessiv bis zum Auftreten von Durchläufern verringert bzw. erhöht, bis eine Lastspielzahl von $n_L = 25 \times 10^3$ unterschritten oder die Randspannungsamplitude $\sigma_a = 750$ MPa überschritten wurde. Bei den Versuchen wurde spannungsunabhängig eine

Umlauffrequenz von 50 Hz gewählt. Die Belastung der Proben erfolgte bis zum vollständigen Bruch oder bis zu einer maximalen Lastspielzahl von $n_L = 10^7$ Lastspielen, was als Durchläufer gewertet wird. Die Auswertung erfolgte durch eine lineare Regression aller Lasthorizonte zur Zeitfestigkeitsgeraden, was die Berechnung der Standardabweichung und so die Bestimmung der Geraden für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 10 %, 50 % und 90 % ermöglicht. Für die statistische Absicherung der Wöhlerkurven wurden je Bearbeitungszustand 20 Prüfkörper wie in Abschnitt 4.2.3 beschrieben verwendet. Bei dem Biegeumlaufprüfstand handelt es sich um einen direkt angetriebenen elektromechanischen Versuchsaufbau, wobei ein Lagerbock rotatorisch frei und ein Lagerbock rotatorisch und linear frei gelagert ist, was eine Beaufschlagung mit einem konstanten Biegemoment über die Probenlänge ermöglicht. Die Regelung des erforderlichen Biegemoments erfolgt über Hebelarme, die durch einen Linearaktuator und eine Kraftmesszelle vorgespannt werden. Durch diese Art der Lasteinleitung ist dem Drehmoment zwar eine minimale axiale Kraft überlagert. Aufgrund der Hebelarmlänge von 400 mm im Verhältnis zum Probenradius von 4 mm ist diese jedoch um den Faktor 100 untergeordnet und es wird ein Spannungsverhältnis $R = -1$ angenommen.

5 Kinematische und numerische Simulation

Die experimentelle Untersuchung des Hämmernden Drehens wurde partiell durch geometrische Simulationsmethoden zur Abstraktion der Topographie und numerische FEM-Simulationen zur Analyse des Materialflusses, der Eigenspannungen und der Prozesskräfte unterstützt.

5.1 Kinematische Durchdringungsrechnung

Die Modellierung der Texturierung der Bauteiloberflächen durch die Analogieversuche wurde in einer ersten Abstraktion durch eine geometrische Durchdringungsrechnung der Einzeleindrücke des Werkzeugs vorgenommen. Diese rein geometrische Abbildung der Oberfläche ermöglicht eine rechenzeiteffiziente Vorhersage der idealen Mikrotextur in Abhängigkeit der Stellgrößen und der Werkzeugmikrogeometrie. Da für die Berechnung in erster Approximation keine rechenaufwändige FEM-Simulation verwendet wurde, kann eine Vielzahl von Topographien mit einer hohen Diskretisierung $< 1 \mu\text{m}$ berechnet werden. Ein weiterer Vorteil der geometrischen Simulation ist die Bestimmung der lokalen Werkzeugüberdeckung, die experimentell praktisch nicht ermittelbar ist. Hierbei können zwei unterschiedliche Arten der Überdeckung beschrieben werden. Zum einen die geometrische Durchdringung, die eine Wechselwirkung vorangegangener Eindrücke berücksichtigt, bei der die Reihenfolge der Eindrücke entscheidend ist. Zum anderen die Überdeckung bei reiner geometrischer Projektion, die vorherige Eindrücke nicht berücksichtigt. In diesem Fall entspräche der Werkstoff einem ideal elastischen Material, dies ist in Abbildung 5-1 veranschaulicht. Für eine quantitative Bewertung wird hierbei die gemittelte Überdeckung $\bar{k}$ herangezogen:

$$\bar{k} = \frac{1}{A} \iint_A k(x, y) dA \approx \frac{1}{A} * \sum_{k=0}^n k_k * \Delta A_k \quad 5-1$$

$\bar{k}$ = gemittelte Überdeckung

k = Anzahl der Werkzeugkontakte

A = Fläche

k_k = Werkzeugkontakte in Element k

ΔA_k = Fläche des Elements k

Ein Nachteil der Simulationsmethode stellt die fehlende Abbildung des physikalischen Materialverhaltens dar, was eine Simulation von Prozesskräften oder Randschichtzuständen ausschließt. Zudem ist die Volumenkonstanz nicht gegeben, sodass sowohl das plastische Fließen des Werkstoffs als auch der resultierende Materialaufwurf nicht abgebildet werden können. In der aufgebauten Simulation in der Entwicklungs-

umgebung Matlab wird die Werkzeuggeometrie zunächst als eine Oberflächengeometriedatei (STL-Datei) eingelesen, sodass ideale Werkzeugmikrogeometrien aus Geometriemodellen sowie aufbereitete Messdaten von realen Schneidkanten verarbeitet werden können. Aus diesen Daten wird ein Einzelabdruck des Werkzeugs mit der Eindringtiefe berechnet, der entsprechend der vorgegebenen Stellgrößen mehrfach von einer Ebene subtrahiert wird. Die Überdeckung der Werkzeugeindrücke und die Anzahl der Werkzeugkontakte mit der Oberfläche kann mit dem Modell für eine reine senkrechte Hämmerbewegung berechnet werden. Im Rahmen der Simulation der Analogieversuche wurde ein Bereich von $550\text{ }\mu\text{m} \times 550\text{ }\mu\text{m}$ berechnet, in dem die Höhenparameter gemäß ISO 25178 ermittelt wurden. Die geometrische Abbildung des Hämmernden Drehens wurde durch eine Erweiterung des Simulationsmodells realisiert, bei der die Schnittbewegung des Werkzeugs sowie die Hämmerbewegung als eine nicht lineare senkrechte Bewegung modelliert wurden, sodass die tatsächliche Werkzeugtrajektorie berücksichtigt wird. Dies schließt jedoch die Berechnung der Überdeckung aus, da der Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug nicht mehr periodisch mit Unterbrechung, sondern in einem kontinuierlichen Kontakt erfolgt, so dass eine Differenzierung der einzelnen Kontakte nicht mehr möglich ist. Das Bewegungsprofil des Werkzeugs in der Simulation kann aus vorgegebenen idealen Profilen sowie aus den Aufzeichnungen des integrierten Wegmesssystems des piezoelektrischen Werkzeugsystems entstammen.

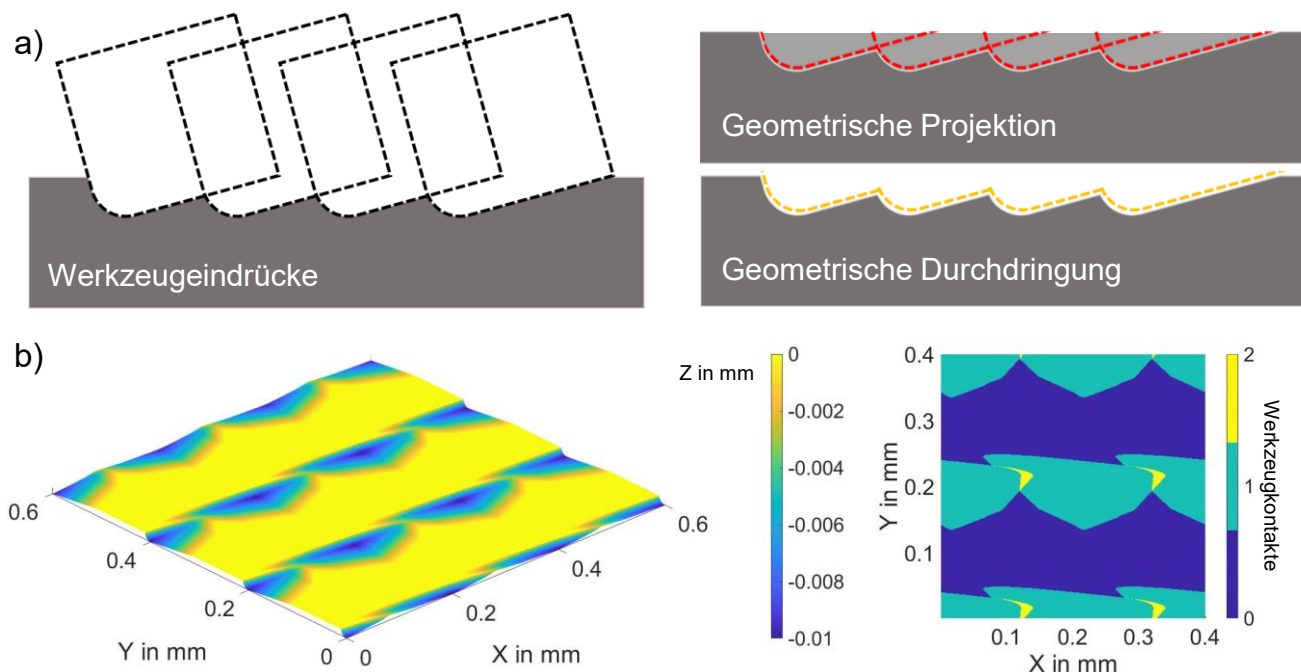


Abbildung 5-1: Schematische Darstellung der Werkzeugüberdeckung bei geometrischer Durchdringung und Projektion a), berechnete Topographie und Werkzeugüberdeckung bei geometrischer Durchdringung in der Simulation b)

5.2 Finite-Elemente-Simulation

Die Erstellung des FEM-Modells erfolgte in der Simulationsumgebung Simufact Forming 2021. Die implizite Berechnung des FEM-Modells wurde anschließend mit dem Finite-Elemente-Solver MSC-Marc durchgeführt.

5.2.1 Analogieversuche

Zur Analyse der Randschichtzustände und des Materialflusses wurde neben der geometrischen Simulation ein 3D-FEM-Simulationsmodell der Analogieversuche aufgebaut. In den Simulationen wurden neben Einzeleindrücken des Werkzeugs mit unterschiedlicher Schneidkantenverrundung überlappende Mehrfacheindrücke untersucht. Dies ermöglicht die Betrachtung der plastischen Ausformung der Mikrotextur durch den Materialfluss. Ebenso wurde die Randschichtmodifikation in Form der Eigenspannungszustände untersucht. In den 3D-Simulationen erfolgte die Abbildung dreier Werkzeugbahnen, was die Bewertung der gegenseitigen Beeinflussung der Werkzeugeindrücke sowohl in Längs- als auch in Querrichtung ermöglicht. Um die Geometrie und die Bauteilzustände in der Simulation adäquat abzubilden, wurde das Modell aus mehr

als 250.000 Tetraederelementen aufgebaut, die an der Oberfläche auf unter 15 μm diskretisiert waren.

5.2.2 Hämmerndes Drehen

Zur Durchführung einer simulativen Untersuchung des Hämmernden Drehens wurde der dreidimensionale Prozess durch ein zweidimensionales Modell abgebildet. Diese Vorgehensweise ermöglichte die erforderliche feine Diskretisierung des Werkstücks bei moderaten Rechenzeiten. So wurde eine qualitative Untersuchung der Einflussparameter auf die Eigenspannungen sowie die Analyse des Materialflusses ermöglicht. In den Simulationen wurde die zeitliche und örtliche Entwicklung der Spannungen im Werkstück infolge der Bearbeitung untersucht. Die Auswertung der Spannungen wurde an einem lokalen Mikrotexturelement unmittelbar nach der Bearbeitung durch das Werkzeug durchgeführt. Dieses lokale Mikrotexturelement wird durch einen Werkzeug-eindruck und den darauffolgenden gebildet. Die Auswertung der Spannungen erfolgt stationär an dieser Stelle, um zeitliche Veränderungen durch den diskontinuierlichen Prozess identifizieren zu können. In Abbildung 5-2 sind in a) die Auswertepunkte schematisch dargestellt sowie der Simulationsaufbau gezeigt. Infolge der Werkstoffverformung durch die Bearbeitung kommt es zu einer Erwärmung des Werkstoffs, wobei thermische Spannungen ebenso wie mechanische Spannungen durch den Werkzeugkontakt induziert werden können. Bei den vorliegenden Spannungen handelt es sich nicht um Eigenspannungen. Die Berechnung der verbleibenden Eigenspannungen in der Randschicht erfolgte nach dem Entfernen des Werkzeugs in der Simulation unter Berücksichtigung einer Abkühlzeit von 30 Sekunden. Diese Zeitspanne gewährleistet eine ausreichende Abkühlung des gesamten Bauteils auf nahezu die Umgebungstemperatur von 20 °C. In den Simulationen wurden entsprechend den Experimenten das Hämmernde Drehen sowie die Referenzprozesse vibrationsunterstütztes Drehen und Drehen betrachtet. In der Tabelle 5-1 sind die in der Simulation verwendeten Parameter sowie geometrische Größen angegeben.

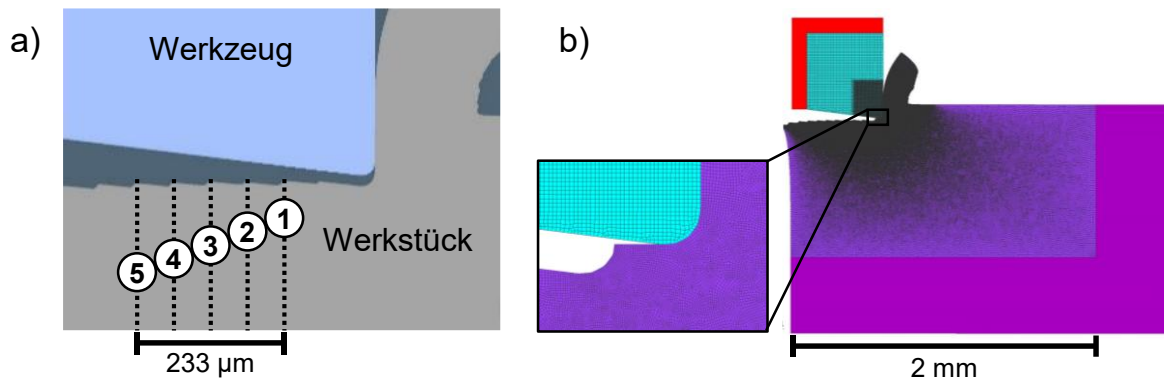


Abbildung 5-2: Auswertepunkte der zeitlichen Entwicklung der Spannungen im Bauteil a) und Aufbau der 2D-FEM-Simulation b)

Tabelle 5-1: Geometrie Größen und Parameter der 2D-FEM-Simulation

Parameter		
Schnittgeschwindigkeit	v_c	3,5 m/min
Frequenz der Schwingung	$f_{c,o}$	1000 Hz
Amplitude der Schwingung	$a_{c,o}$	10 µm
Hämmerhub	a_H	20 µm
Eindruckabstand	d_i	58,3 µm
Schnitttiefe	a_p	0,1 mm
Spanwinkel	γ	- 6°, 0°, 6°
Freiwinkel	α	13°, 7° 1°
Schneidkantenradius	r_β	20 µm
Netzgröße:		
Global		10 µm
Kontaktbereich		5 µm
Kombiniertes Reibungsmodell:		
Schubspannung	μ_σ	0,18
Coulomb	μ	0,3
Wärmeübergangskoeffizient zur Umgebung		20 W/m ² K
Umgebungstemperatur		20°C

6 Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse sowohl der experimentellen Untersuchungen und Messungen als auch der begleitenden Simulationen dargestellt. Zunächst wird auf den Analogieversuch eingegangen, bei dem die Hämmerbewegung des Hämmernden Drehens mit der Maschinenkinematik reproduziert wurde. Im Anschluss werden die Ergebnisse des eigentlichen Hämmernden Drehens und der Referenzprozesse gezeigt und diskutiert.

6.1 Analogieversuche

Mit Hilfe der Analogieversuche wurden Kenntnisse gewonnen, ob ein mechanisches Hämmern mit einer konventionellen Wendeschneidplatte möglich ist, welche Prozesskräfte dabei auftreten und wie sich der Prozess auf die Randschichtzustände auswirkt. Die in diesem Kapitel beschriebenen Ergebnisse der Analogieversuche wurden bereits teilweise in (Schwalm & Gerstenmayer et al. 2022) veröffentlicht.

6.1.1 Einzeleindrücke

Für eine erste Abschätzung der Kräfte, die beim Hämmern von Bauteilen mit dem Zerspanungswerkzeug auftreten, wurden zunächst Einzeleindrücke mit konventionellen Wendeschneidplatten aus Hartmetall mit unterschiedlichen Kantenverrundungen $\bar{S} = 10 \mu\text{m}$ und $\bar{S} = 30 \mu\text{m}$ durchgeführt. Abbildung 6-1 a) stellt die gemessenen und simulierten Kräfte in Abhängigkeit der Eindrucktiefe dar. Die Kräfte zeigen ein überproportionalen Anstieg, wie dies aufgrund der ebenfalls überproportionalen Flächen- bzw. Volumenzunahme zu erwarten ist, was in Abbildung 6-1 b) skizziert wird. Eine schärfere Schneidkante verdrängt bei gleicher Eindrucktiefe weniger Material als eine stärker verrundete. Es ist davon auszugehen, dass der verdrängte Werkstoff eine schärfere Schneidkante besser umfließen kann. Die Simulation unterschätzt die Kräfte bei geringer Eindrucktiefe, überschätzt sie aber bei größerer. Zudem ist der Unterschied zwischen den beiden Mikrogeometrien in der Simulation stärker ausgeprägt.

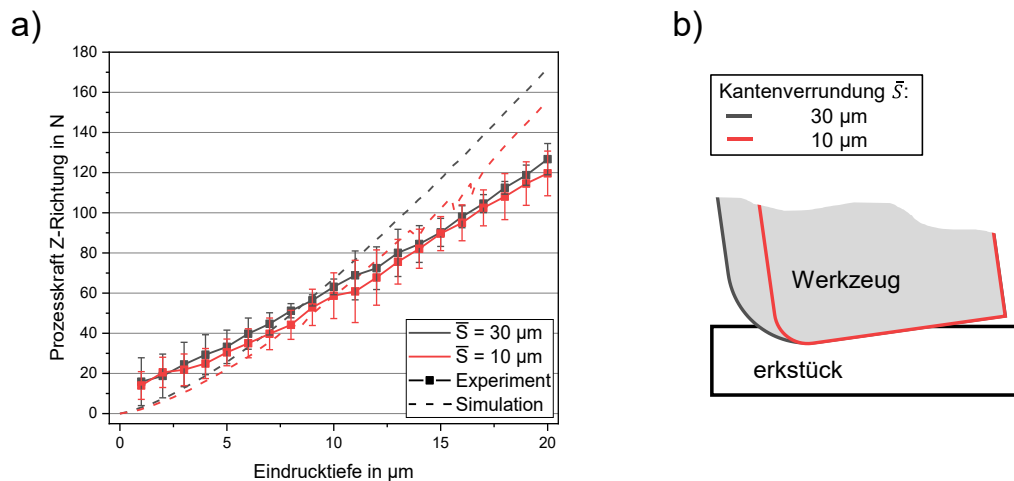


Abbildung 6-1: Gemessene und simulierte Kräfte bei Einzeleindrücken mit unterschiedlichen Schneidkantenverrundungen

Die Analyse der Prozesskräfte in den Analogieversuchen ermöglicht die Abschätzung der Prozesskräfte beim Hämmernden Drehen. Zur statistischen Absicherung wurde der Mittelwert aus der maximalen Kraft von 20 Eindrücken gebildet. Die Bewertung beschränkt sich auf die Betrachtung der Kräfte in Normalenrichtung zur Oberfläche (Z-Kraft), da diese die dominierende Kraft des Hämmerns darstellt. Kräfte in die zwei verbleibenden Raumrichtungen sind um ein Vielfaches kleiner und werden daher nicht näher betrachtet, da im späteren Prozess eine Überlagerung mit den Zerspankräften folgt, die größer sind als die tangentialen Anteile. Die Ursache dieser Kraftanteile in den Analogieversuchen sind die asymmetrischen Winkel der Frei- und Spanfläche sowie der Neigungswinkel des Werkzeugs. In Abbildung 6-2 ist das Kraftsignal von zwei Werkzeugeindrücken beispielhaft aufgetragen.

6.1.2 Prozesskräfte

Der Einfluss der Stellgrößen Eindruckabstand d_i , Bahnabstand d_b und Schneidkantenverrundung $\bar{S}$ auf die maximale Z-Kraft ist in Abbildung 6-3 dargestellt. Dies wurde für die Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ in a) und $t_i = 20 \mu\text{m}$ in b) untersucht. Zusätzlich ist die maximale Kraft eines Einzeleindrucks ohne Überlagerung mit vorhergehenden Eindrücken im unverfestigten Material dargestellt. Ein starker Rückgang der Prozesskräfte tritt bei einer kleinen Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ bei einer Vergrößerung des Bahnabstands $d_b = 100 \mu\text{m}$ auf $d_b = 200 \mu\text{m}$ für Eindruckabstände $d_i = 200\text{--}400 \mu\text{m}$ auf. Bei einem Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$ ist der größte Anstieg der Kraft bei einer Vergrößerung des Eindruckabstands von $d_i = 50 \mu\text{m}$ auf $d_b = 200 \mu\text{m}$ zu verzeichnen. Eine Vergrößerung

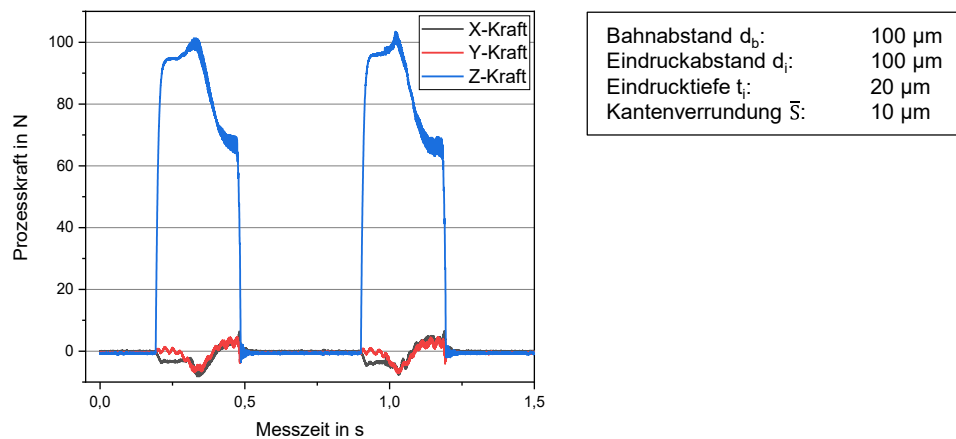


Abbildung 6-2: Kraftsignal beim Hämmern mit dem Zerspanungswerkzeug in den Analogieversuchen

der Schneidkantenverrundung resultiert demgegenüber lediglich in einer untergeordneten Steigerung der Kräfte. Im Vergleich mit den Einzeleindrücken ist bei fast allen Stellgrößen ein Kraftanstieg zu verzeichnen, was bedeutet, dass die Eindrücke miteinander wechselwirken und zu einer plastischen Materialverlagerung oder -verfestigung führen. Bei einer Eindrucktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ treten höhere Maximalkräfte auf, als bei einer Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$, dies ist besonders bei einem Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ der Fall. Die Erhöhung des Eindruckabstands hat zunächst einen Anstieg der Kräfte zufolge, diese fallen dann mit einem Abstand $d_i > 200 \mu\text{m}$ wieder ab. Ersichtlich ist, dass bei

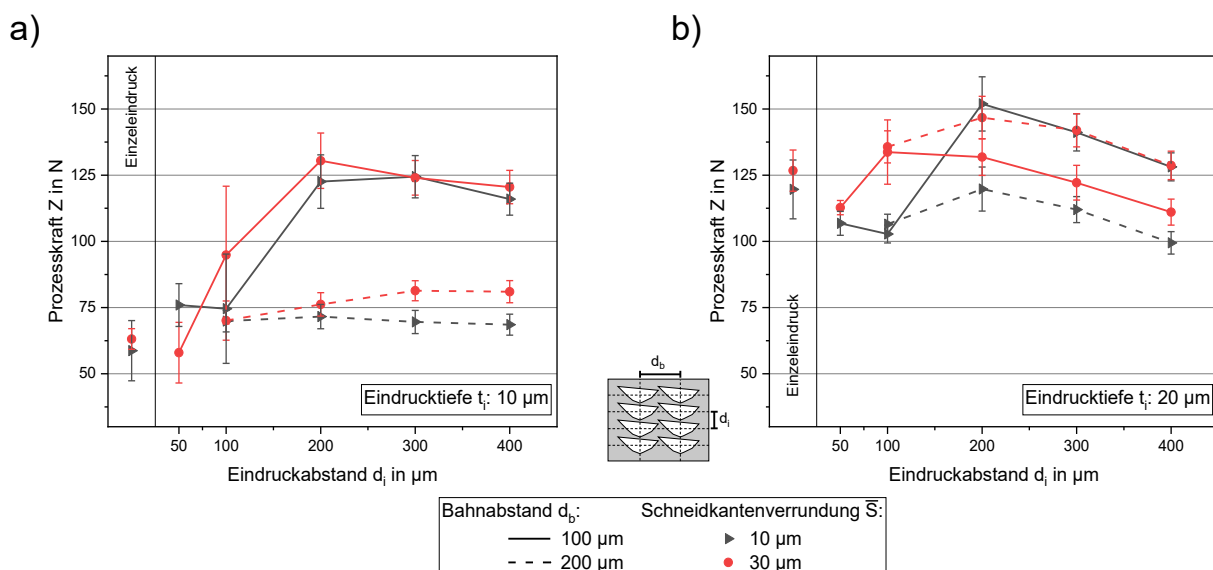


Abbildung 6-3: Maximale Prozesskräfte bei den Analogieversuchen bei einer Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ a) und $t_i = 20 \mu\text{m}$ b)

einer kleinen Schneidkantenverrundung und kleinem Eindruckabstand die geringeren Kräfte auftreten, wie dies bei einer Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ auch der Fall ist. Im Vergleich mit den Einzeleindrücken ist der Einfluss der Schneidkantenverrundung ausgeprägter. Bei einem Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ treten größere Kräfte mit größerer Verrundung auf, dies ist nicht der Fall bei einem Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$, wo dies stark vom Eindruckabstand abhängt.

Der Kehrwert der Multiplikation der beiden Stellgrößen Bahn- und Eindruckabstand ergibt einen Kennwert der Flächenbearbeitungsintensität, welcher die Anzahl der Werkzeugeindrücke auf eine Fläche beschreibt. Für einen direkten Vergleich des Einflusses der Stellgrößen sind in Abbildung 6-4 die Maximalkräfte dargestellt, für eine konstante Flächenbearbeitungsintensität von $1/20.000 \mu\text{m}^2$. Diese zeigt, dass die Parameterkombinationen mit kleinem Eindruckabstand meist kleinere Kräfte aufweisen, insbesondere bei einer Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$. Bei größerer Eindrucktiefe und Schneidkantenverrundung nehmen die Kräfte ähnliche Werte an. Zusammenfassend kann für die Prozesskräfte in den Analogieversuchen festgehalten werden, dass möglichst geringe Kräfte mit einem Eindruckabstand $d_i \leq 100 \mu\text{m}$ sowie einer geringen Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ auftreten.

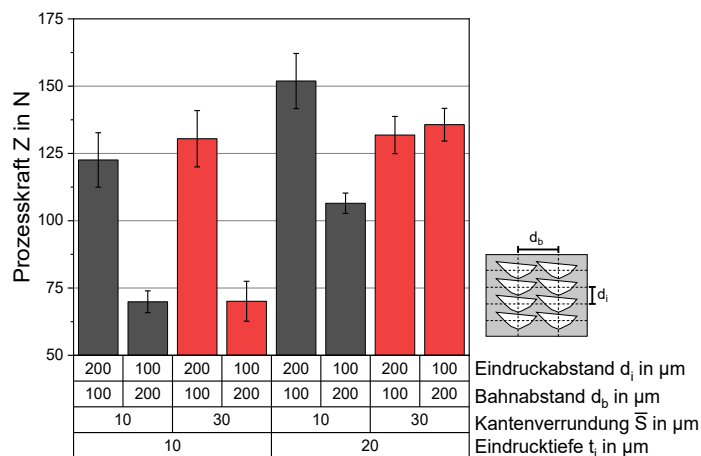


Abbildung 6-4: Maximale Prozesskräfte bei gleicher Flächenbearbeitungsintensität von $1/20.000 \mu\text{m}^2$

6.1.3 Topographie

Das Hämmern mit der Schneidkante in den Analogieversuchen ermöglicht eine Veränderung der Topographie durch die Stellgrößen, was experimentell und simulativ mittels Durchdringungsrechnung untersucht wurde.

6.1.3.1 Berechnete Überdeckung

Die geometrische Simulation ermöglicht eine mathematische Analyse der Werkzeugkontakte, dies erlaubt es die gemittelten Überdeckungen der Oberfläche zu bestimmen. Die berechnete gemittelte Überdeckung der geometrischen Durchdringung und geometrischen Projektion in Abhängigkeit der Stellgrößen und der Mikrogeometrie ist in Abbildung 6-5 dargestellt. Mit der Erhöhung der Eindringtiefe steigt die Überdeckung, insbesondere in der Projektion, da sich die Eindruckfläche überproportional vergrößert. Die Schneidkantenverrundung hat demgegenüber wenig Einfluss. Eine Vergrößerung des Eindruckabstands führt hingegen zu einer überproportionalen Reduktion der projizierten Überdeckung, während die der Durchdringung eher einen linearen Charakter aufweist. Der Bahnabstand weist hier ein ähnliches Verhalten wie der Eindruckabstand auf. Ist der Abstand zwischen Bahn und Eindruck wesentlich größer als die räumliche Ausdehnung eines Werkzeugeindrucks, ist keine Wechselwirkung zwischen diesen zu erwarten und es bleiben Teile der Oberfläche unbearbeitet, was zu einer Überdeckung < 1 führt. In diesem Bereich ergeben Projektion und Durchdringung identische Werte. Die Durchdringung stellt den Fall eines fiktiven Werkstoffs ohne elastischen Bereich und ohne Materialfluss dar, weshalb die tatsächliche Überdeckung höher angenommen werden muss. Folglich müssen für eine vollflächige Bearbeitung der Oberfläche entweder sehr kleine Stellgrößen des Bahn- und Eindruckabstands gewählt werden oder eine höhere Eindringtiefe ist erforderlich.

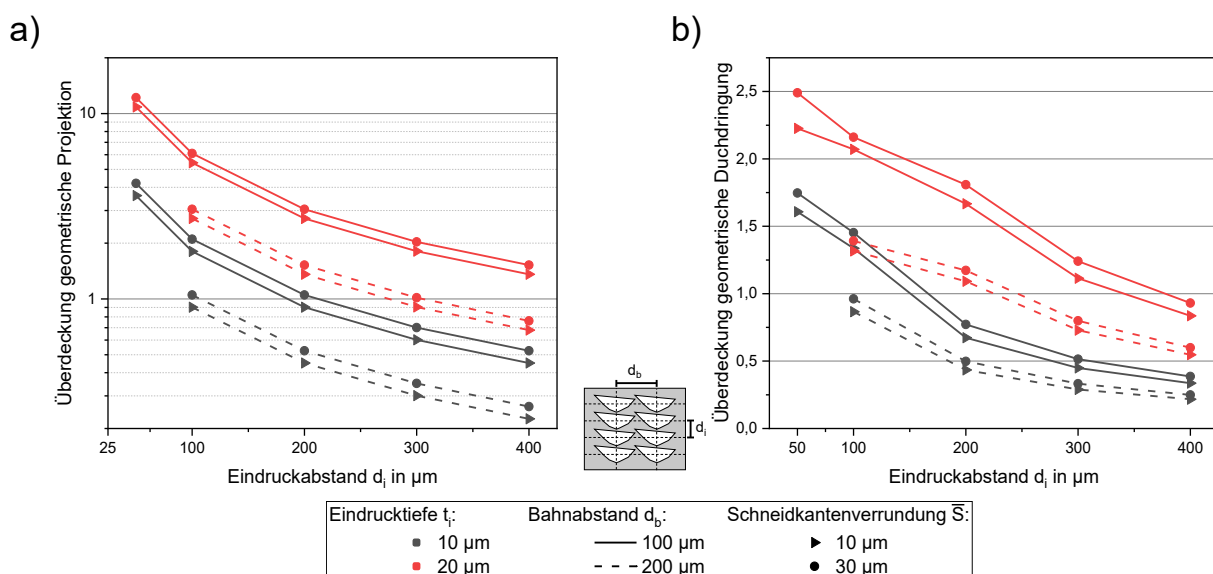


Abbildung 6-5: Gemittelte Überdeckung bei geometrischer Durchdringung a) und geometrischer Projektion b)

Die Abbildung 6-6 veranschaulicht die beiden Arten der gemittelten Überdeckung für eine konstante Flächenbearbeitungsintensität von $1/20.000 \mu\text{m}^2$. Es wird ersichtlich, dass für höhere gemittelte Überdeckungen der geometrischen Durchdringung bei einer Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ kleine Eindruckabstände zu bevorzugen sind, während bei Eindrucktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ kleine Bahnabstände zu bevorzugen sind. Für die geometrische Projektion zeigt die Berechnung keinen Unterschied, wie dies zu erwarten ist, da die Lage der Eindrücke zueinander unerheblich für die Überdeckung ist.

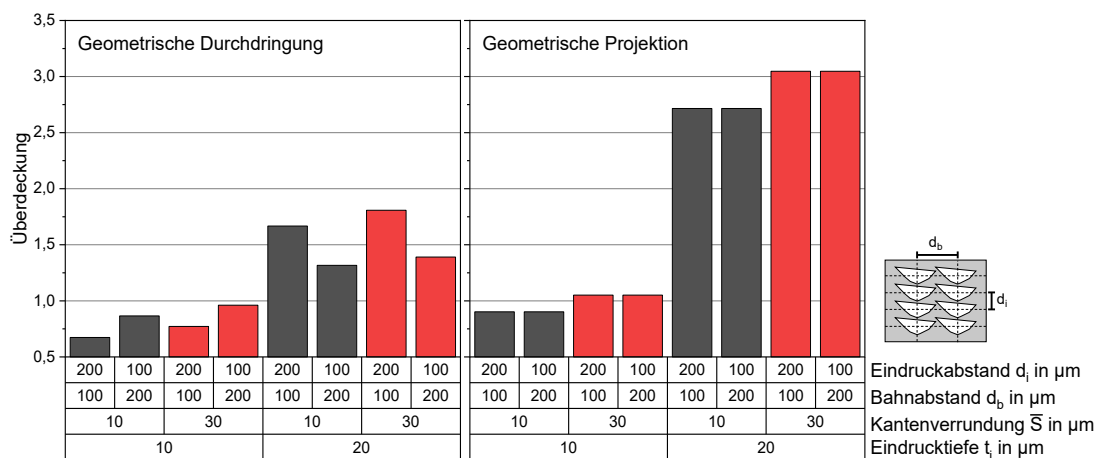


Abbildung 6-6: Berechnete gemittelte Überdeckung bei gleicher Flächenbearbeitungsintensität von $1/20.000 \mu\text{m}^2$ für die geometrische Durchdringung und geometrische Projektion

6.1.3.2 Topographieparameter

Die Bearbeitung der Oberfläche verändert die Topographie und damit die Topographieparameter, was experimentell und simulativ untersucht wurde.

Mittlere arithmetische Höhe S_a

In Abbildung 6-7 sind die simulierten und gemessenen Werte der mittleren arithmetischen Höhe S_a dargestellt. Im Allgemeinen wird die gemessene arithmetische Höhe in hohem Maße durch den Eindruckabstand beeinflusst. Für eine Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ wird das Maximum in der Simulation bei einem Eindruckabstand $d_i = 200 \mu\text{m}$ erreicht, während dies bei $t_i = 20 \mu\text{m}$ für $d_i = 300 \mu\text{m}$ der Fall ist. Die größte Differenz zwischen Simulation und Messung tritt bei einer Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ und Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$ für einen Eindruckabstand $d_i > 200 \mu\text{m}$ auf. Hier unterschätzt die Simulation die experimentellen Werte deutlich. Bei einer Eindrucktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ werden die Werte für den gleichen Eindruckabstand bei einem Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ jedoch

von der Simulation überschätzt. In beiden Fällen scheinen plastische Vorgänge in Form von Materialaufwürfen, die die Simulation nicht abbilden kann, signifikant zu sein. Durch die starke Überdeckung der Werkzeugeindrücke bei kleinem Eindruckabstand $d_i = 50 \mu\text{m}$ kann die Topographie deutlich eingeglättet werden auf S_a -Werte unter $1 \mu\text{m}$. Bei einer Eindrucktiefe von $t_i = 20 \mu\text{m}$ ist eine generelle Überschätzung der Werte zu beobachten. Diese Abweichungen lassen sich auf einen erhöhten Materialfluss zurückführen, der wiederum zu einer Verformung der vorhergehenden Eindrücke führt. Der Einfluss der Mikrogeometrie ist von untergeordneter Bedeutung, eine erhöhte Schneidkantenverrundung führt zu geringfügig höheren Werten der arithmetischen Höhe S_a . Bei sehr kleinem Eindruckabstand $d_i = 50 \mu\text{m}$ zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung.

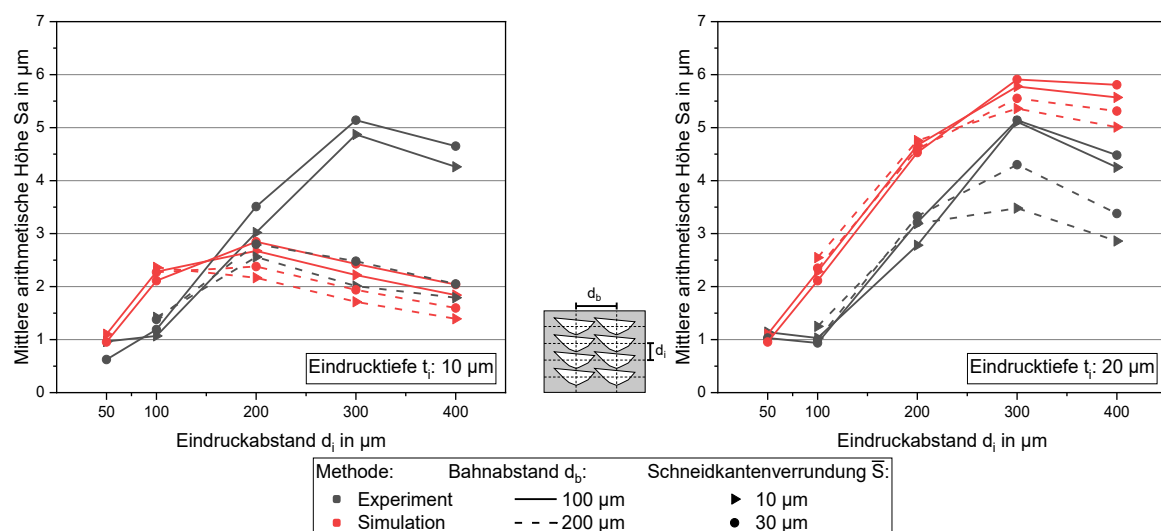


Abbildung 6-7: Gemessene und simulierte mittlere arithmetische Höhe S_a der Topographie in den Analogieversuchen

Abbildung 6-8 zeigt den Höhenparameter S_a für eine spezifische Flächenbearbeitungsintensität der Stellgrößen Bahn- und Eindruckabstand. Ein kleiner Eindruckabstand $d_i = 100 \mu\text{m}$ führt im Vergleich zu einem Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$ zu den geringeren Werten. Die gemessenen Werte für einen Eindruckabstand $d_i = 100 \mu\text{m}$ nehmen mit zunehmender Eindrucktiefe ab. In der Simulation steigen die Werte mit zunehmender Eindrucktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ und Eindruckabstand $d_i = 200 \mu\text{m}$ deutlich an, während sie in der Messung ähnliche Werte beibehalten. Niedrige S_a -Werte erfordern daher einen kleinen Eindruckabstand, während für höhere Werte ein größerer Bahnabstand erforderlich ist.

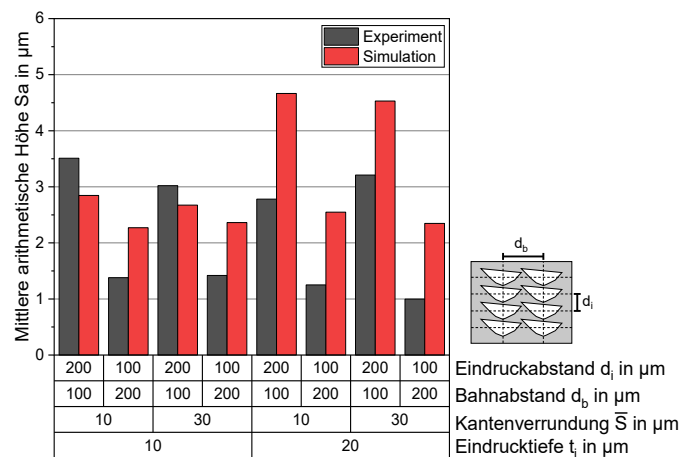


Abbildung 6-8 Gemessene und simulierte mittlere arithmetische Höhe S_a der Topographie bei gleicher Flächenbearbeitungsintensität von $1/20.000 \mu\text{m}^2$

Maximale Höhe S_z

In Abbildung 6-9 ist die simulierte und gemessene maximale Höhe der Topographie dargestellt. Diese weist ähnlich wie die mittlere arithmetische Höhe bei einer Eindrucktiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ und einem Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$ für einen Eindruckabstand $d_i > 200 \mu\text{m}$ sehr hohe Werte auf. Mit Werten über $25 \mu\text{m}$ liegen diese deutlich über der Eindrucktiefe. Die berechneten Werte der Simulation sind zwangsläufig durch die Eindrucktiefe begrenzt. Die Simulation kann aber für einen Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ den Verlauf mit einer Differenz von ca. $5 \mu\text{m}$ abbilden, bei dem die Werte ab einem

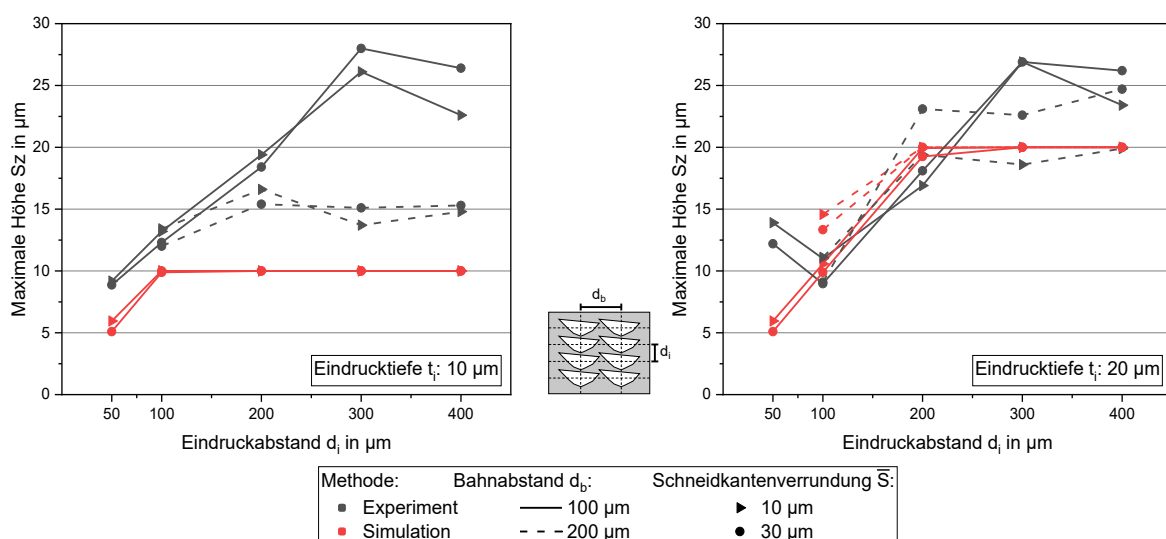


Abbildung 6-9: Gemessene und simulierte maximale Höhe S_z der Topographie in den Analogieversuchen

Eindruckabstand $d_i > 100 \mu\text{m}$ nicht mehr ansteigen. Bei einer Eindringtiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ kann die Simulation die Höhenparameter bei einem Eindruckabstand $d_i = 100\text{--}200 \mu\text{m}$ deutlich besser abbilden, da hier die Überdeckung so groß ist, dass die initiale Topographie weniger zum Tragen kommt. Auch hier ist ein Einfluss der Schneidkantenverrundung in der Topographie nicht feststellbar.

Für die Bewertung der Stellgrößen auf die maximale Höhe S_z wird auch hier eine spezifische Flächenbearbeitungsintensität für einen Bahn- und Eindruckabstand betrachtet, wie in Abbildung 6-10 dargestellt. Die Messungen zeigen, dass für eine kleinere maximale Höhe S_z ein Eindruckabstand $d_i = 100 \mu\text{m}$ zu präferieren ist. Die Simulation ist bei einer Eindringtiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$ nicht aussagekräftig, da in diesem Fall die Überdeckung nicht ausreichend ist. Bei einer Eindringtiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ ist dies nicht der Fall, hier zeigt die Simulation, dass ein kleiner Eindruckabstand in einer geringeren maximalen Topographiehöhe resultiert, als dies beim Bahnabstand der Fall ist. Ebenfalls nehmen in der Messung die Werte mit höherer Eindringtiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ ab.

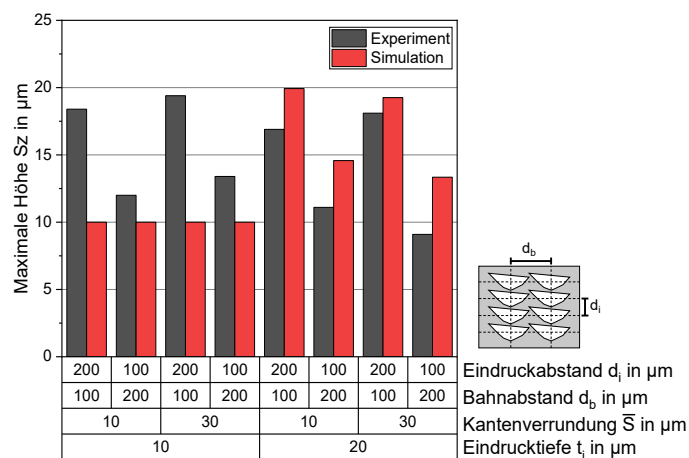


Abbildung 6-10: Gemessene und simulierte maximale Höhe S_z der Topographie bei gleicher Flächenbearbeitungsintensität von $1/20.000 \mu\text{m}^2$

6.1.4 Eigenspannungen

Die Einbringung hoher Druckeigenspannungen in die Randschicht stellt ein primäres Ziel des Hämmernden Drehens dar. In den Analogieversuchen wurde die Auswirkung der Prozessstellgrößen auf diese untersucht. In Abbildung 6-11 werden die σ_{11} -Spannungskomponenten des röntgenographisch ermittelten Spannungstensors an der Oberfläche dargestellt. Diese entspricht der Richtung, in der die Eindrücke erzeugt wurden. Im Vergleich zu den vorgedrehten Oberflächen, die einen Wert von

$\sigma_{11} = 141 \pm 15$ MPa aufweisen, wurden bei allen bearbeiteten Proben hohe negative Eigenspannungen nachgewiesen. Durch die Eindrücke mit dem Werkzeug konnten Druckeigenspannungen erzeugt werden, die Werte $\sigma_{11} < -750$ MPa erreichen. Es ist kein signifikanter Einfluss der Schneidkantenverrundung auf die Druckeigenspannung festzustellen. Bei einer Eindrucktiefe $t_i = 10$ μm ist ein deutlicher Einfluss des Bahnabstands erkennbar. Ein kleinerer Bahnabstand $d_b = 100$ μm resultiert in deutlich höheren Druckeigenspannungen. Es ist ein Einfluss der Eindruckabstände vorhanden, wobei die Eigenspannungen ihr Minimum bei einem Eindruckabstand $d_i = 200$ μm annehmen. Bei diesen Stellgrößen sind die Wechselwirkungen der Eindrücke optimal, um möglichst hohe Druckeigenspannungen zu erzeugen. Bei einer höheren Überdeckung nehmen die Spannungen wieder ab, während sie bei geringer Überdeckung nicht ausreichend aufgebaut werden. Bei einer Eindrucktiefe $t_i = 20$ μm ist der Einfluss des Bahnabstands weniger stark ausgeprägt, doch der Einfluss des Eindruckabstands bleibt bestehen. Der niedrige Spannungswert bei einem Eindruckabstand $d_i = 50$ μm könnte auf Messschwankungen zurückzuführen sein, scheint aber keinen Trend aufzuzeigen. Bei einem Bahnabstand $d_b = 100$ μm wird die Höhe der Druckeigenspannungen kaum von der Eindrucktiefe beeinflusst. Es lässt sich folgern, dass ein größerer Bahnabstand $d_b = 200$ μm durch eine höhere Eindrucktiefe $t_i = 20$ μm kompensiert werden kann. Dadurch bleibt die Wechselwirkung zwischen den Eindrücken bestehen und resultiert in hohen Druckeigenspannungen.

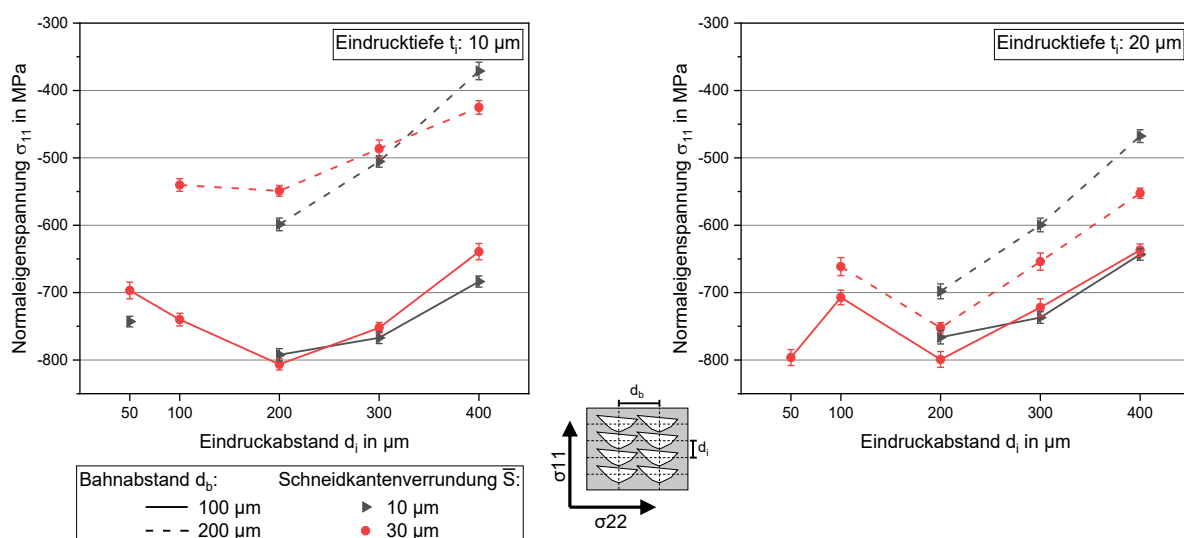


Abbildung 6-11: Röntgenographisch gemessene σ_{11} -Eigenspannungskomponenten in den Analogieversuchen

Die Analyse der σ_{22} -Spannungskomponenten erfolgt in Abbildung 6-12, deren Orientierung der Richtung des Bahnabstandes entspricht. Die Ergebnisse zeigen, dass signifikante Druckeigenstressungen eingebracht werden konnten, jedoch nicht in dem Maße wie bei der σ_{11} -Richtung. Der σ_{22} -Wert der vorgedrehten Oberflächen betrug $\sigma_{22} = 90 \pm 24$ MPa. Hinsichtlich des Einflusses des Eindruckabstands zeigt sich ein konträres Bild zu den σ_{11} -Spannungen. Der Eindruckabstand hat wenig Einfluss auf die Höhe der Eigenstressungen. Es liegt nur bei einem großen Eindruckabstand $d_i = 400 \mu\text{m}$ ein leichter Abfall der Eigenstressungen und bei einem Eindruckabstand $d_i = 50 \mu\text{m}$ ein Anstieg vor. Demgegenüber steht der Einfluss des Bahnabstands, der einen wesentlichen Effekt auf die Druckeigenstressungen ausübt. Ein kleinerer Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$ führt zu höheren Eigenstressungen bzw. niedrigeren Druckeigenstressungen, insbesondere bei einer geringen Eindringtiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$. Es lässt sich ableiten, dass die Druckeigenstressungen bei einer zu dichten Anordnung der Bahnen der Eindrücke wieder abnehmen, da sie durch die plastische Verformung abgebaut werden. Dies zeigt auch eine höhere Eindringtiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$, da hier vergleichbare Werte vorliegen, obwohl wesentlich mehr plastische Verformung eingebracht wurde. Ebenfalls ist kein ausgeprägter Einfluss des Bahnabstands zu erkennen, wie bei einer Eindringtiefe $t_i = 10 \mu\text{m}$. Jedoch kommt es hier bei kleinem Eindruckabstand $d_i = 50 \mu\text{m}$ zu einem geringeren Wert im Vergleich zu einem Eindruckabstand $t_i = 10 \mu\text{m}$. Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass für die Normalspannungen σ_{11} und σ_{22} ein

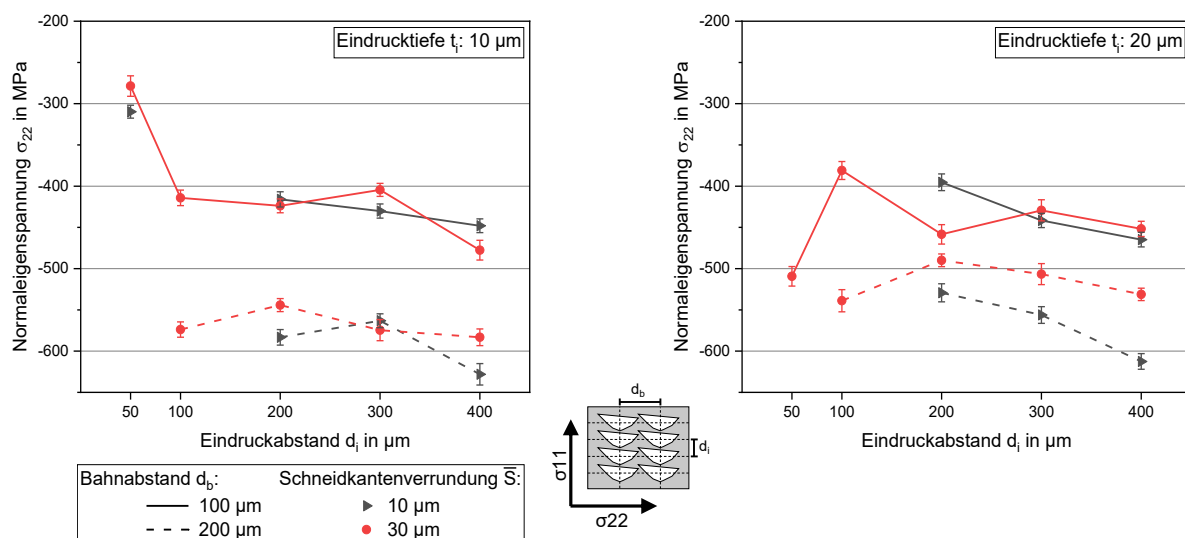


Abbildung 6-12: Röntgenographisch gemessene σ_{22} -Eigenstressungskomponenten in den Analogieversuchen

geringer Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$ Druckeigenspannungen in σ_{11} begünstigt, während ein größerer Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ Druckeigenspannungen in σ_{22} begünstigt.

Die Schereigenspannungen τ_{12} sind in Abbildung 6-13 über die Stellgrößen aufgetragen. Bei einem Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$ nehmen die Spannungen mit dem Eindruckabstand zu, fallen aber bei einem Eindruckabstand $d_i > 300 \mu\text{m}$ wieder ab. Für einen Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ nehmen diese jedoch monoton zu. Der initiale, gedrehte Zustand weist eine Spannung von $\tau_{12} = -171 \pm 9 \text{ MPa}$ auf, wobei nur bei einem sehr geringen Eindruckabstand ähnliche negative Spannungen auftreten. Ein höherer Bahnabstand führt zu niedrigeren Werten. Der Einfluss der Schneidkantenverrundung ist minimal, wobei eine kleinere Verrundung in kleineren Werten resultiert.

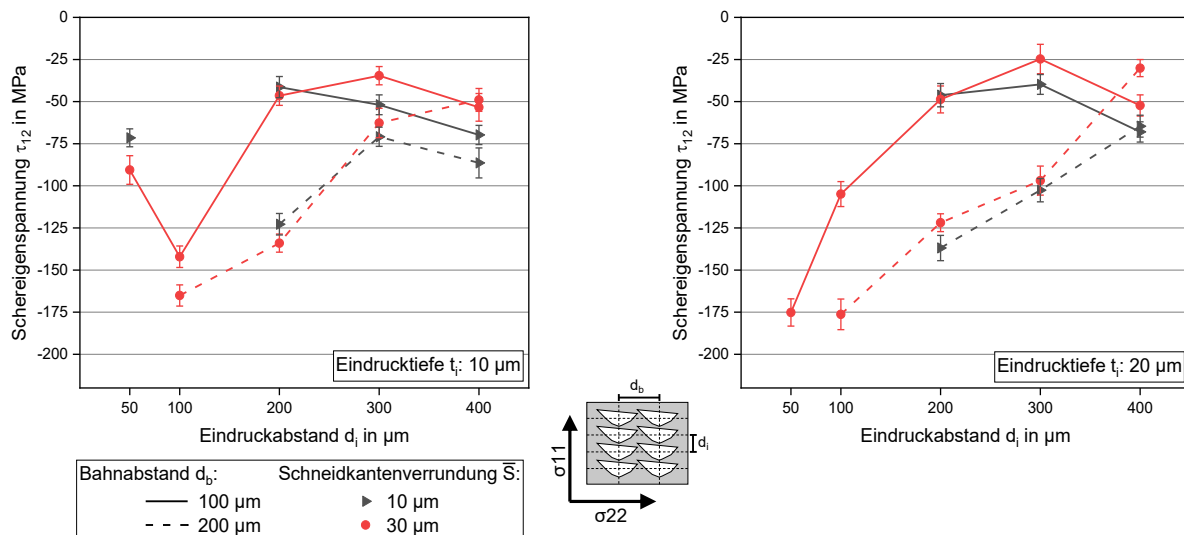


Abbildung 6-13: Röntgenographisch gemessene τ_{12} -Spannungskomponenten in den Analogieversuchen

Die Halbwertsbreite der röntgenographischen Messungen ist in Abbildung 6-14 dargestellt. Bei den vorgedrehten Oberflächen betrug diese $\text{FWHM} = 2,93 \pm 0,08$. Unabhängig der anderen Stellgrößen tritt bei kleinem Eindruckabstand ein deutlicher Anstieg auf, was für eine Eindrucktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ ausgeprägter ist. Dies ist möglicherweise auf die stärkere plastische Verformung und folglich auf Versetzungsbildungen und Kristallfehler zurückzuführen. Auch ist ein Anstieg bei einem Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ bei einem Eindruckabstand $d_i > 200 \mu\text{m}$ zu sehen. Es ist hier kein Einfluss der Schneidkantenverrundung erkennbar. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass niedriger Eindruck- und Bahnabstand zu negativen τ_{12} -Schereigenspannungen und hoher Halbwertsbreite führen.

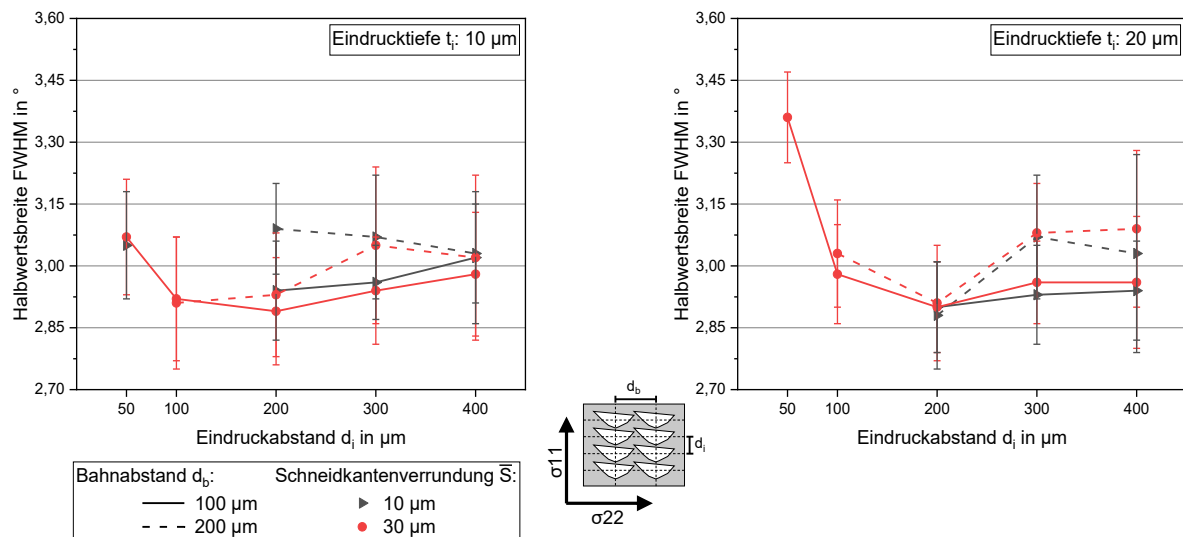


Abbildung 6-14: Röntgenographisch gemessene Halbwertsbreite in den Analogieversuchen

Auch für die Bewertung der Einflussfaktoren auf die Eigenspannungen ist die Betrachtung einer spezifischen Flächenbearbeitungsintensität zielführend, was in Abbildung 6-15 dargestellt ist. Höhere σ_{11} -Druckeigenspannungen in Eindruckrichtung resultieren aus größerem Eindruckabstand $d_i = 200 \mu\text{m}$, wobei der Wert kaum durch die Eindrucktiefe t_i beeinflusst wird. Für die Eigenspannungskomponenten σ_{22} und τ_{12} wurden hingegen höhere Druckeigenspannungen für einen größeren Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ und Eindruckabstand $d_i = 100 \mu\text{m}$ ermittelt.

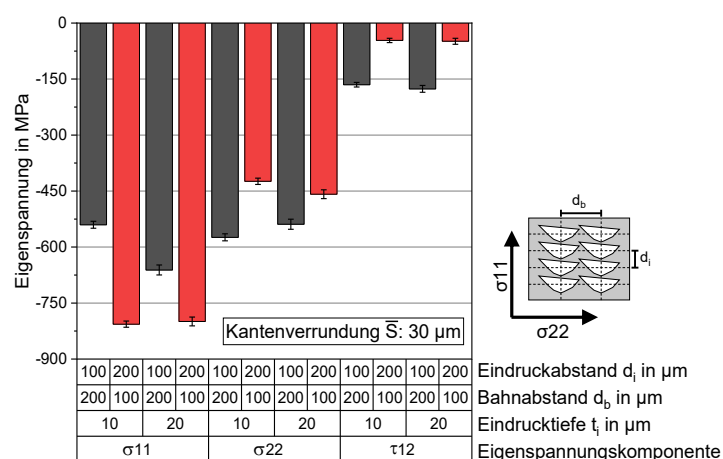


Abbildung 6-15: Röntgenographisch gemessene Eigenspannungskomponenten bei gleicher Flächenbearbeitungsintensität von $1/20.000 \mu\text{m}^2$

Dies lässt den Schluss zu, dass für die Ausbildung hoher Druckeigenspannungen ein Mindestabstand der Werkzeugeindrücke in die jeweilige Richtung nicht unterschritten werden sollte.

6.1.5 Finite-Elemente-Simulation

Die Ergebnisse der 3D-FEM-Simulation verdeutlichen, dass es bei scharfkantigen Schneidkanten mit Verrundung $\bar{S} = 10 \mu\text{m}$ in Verbindung mit einer Eindrucktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ zu Falten bzw. Rissbildungen in der Randschicht kommen kann. Dies wird durch den rückwärtsgerichteten Materialfluss bedingt, der am scharfen Übergang Materialauffaltungen innerhalb der Mikrotextur hervorruft. Dieser Effekt tritt insbesondere bei kleinen Schneidkantenverrundungen auf, da diese im Grund des Eindrucks eine schärfere Kerbe aufweisen, die die Überfaltung begünstigt. Diese Prozessfenster sollten vermieden werden, da eine derartige Faltenbildung beim Hämmern und Drehen einen nachteiligen Einfluss auf Bauteileigenschaften wie die Schwingfestigkeit haben kann. Die Wahl größerer Schneidkantenverrundungen $\bar{S} = 30 \mu\text{m}$ ermöglicht es, diese Effekte zu vermeiden. Die in der FEM-Simulation und in metallographischen Schliffen beobachtete Faltenbildung wird in Abbildung 6-16 gegenübergestellt. Der Abstand der Falten entspricht hierbei dem Eindruckabstand.

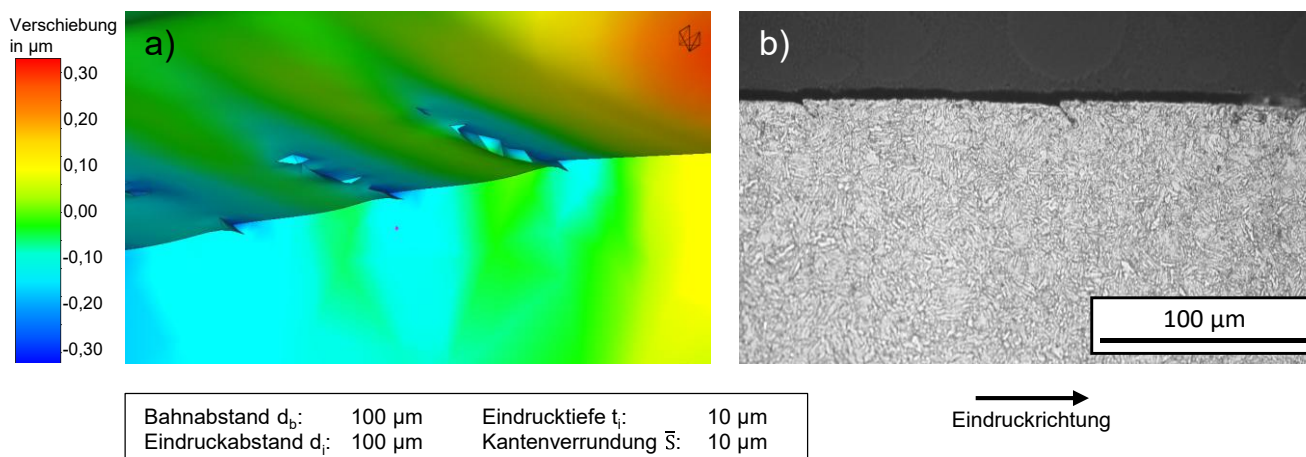


Abbildung 6-16: Faltenbildung in der Randschicht in der Simulation a) und im metallographischen Schliff b)

Die 3D-Simulation ermöglicht neben der Betrachtung der Veränderungen der Topographie durch den Materialfluss auch die Abschätzung weiterer Randschichtzustände, wie des Eigenspannungstiefenverlaufs. In Abbildung 6-17 wird der simulierte Eigenspannungstiefenverlauf der σ_{11} - (Eindruckrichtung) und σ_{22} -Spannungskomponente (Bahnrichtung) beim Hämmern mit der Wendeschneidplatte für unterschiedliche

Schneidkantenverrundungen $\bar{S}$ dargestellt. Die Simulation zeigt, dass die Normaleigenstressungen σ_{11} und σ_{22} unabhängig der Schneidkantenverrundung ähnliche Verläufe aufweisen und nur in einem Bereich 75 μm unter der Oberfläche voneinander abweichen. Für eine Schneidkantenverrundung $\bar{S} = 30 \mu\text{m}$ berechnet die Simulationen Werte von $\sigma_{11} = -853 \text{ MPa}$. Für die σ_{22} -Richtung liegen in der Simulation größere Werte mit $\sigma_{22} = -912 \text{ MPa}$ vor.

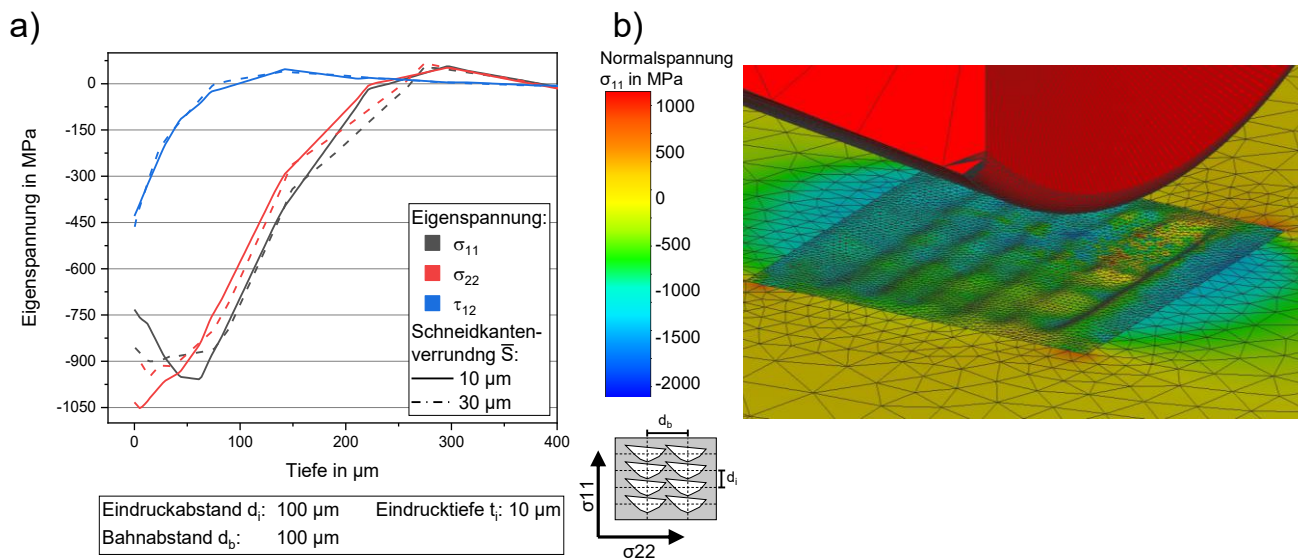


Abbildung 6-17: Simulierter Eigenspannungstiefenverlauf durch das Hämmern mit der Schneidkante a) und Darstellung in der 3D-FEM-Simulation b)

6.1.6 Mikrostruktur

Neben der zerstörungsfreien Analyse der Proben der Analogieversuche erfolgte an ausgewählten Proben die Präparation metallographischer Schiffe, um die Tiefenwirkung der plastischen Deformation und den Härtetiefenverlauf zu untersuchen. Die lichtmikroskopischen Aufnahmen der Schiffe sind in Abbildung 6-18 zu sehen. Es ist ersichtlich, dass bei einer Bearbeitung mit geringer Intensität der Oberfläche in Abbildung 6-18 a) und b) eine leichte Änderung der Topographie durch die Werkzeugeindrücke im Querschnitt auftritt. An den Übergängen der Werkzeugeindrücke sind leichte plastische Verformungen des Gefüges sichtbar. Eine Intensivierung der Bearbeitung führt in Abbildung 6-18 c) und d) zu kleinen Falten oder Rissen im Gefüge, die durch den überlappenden Materialfluss entstehen. Bei weiterer Zunahme der Intensität der Bearbeitung, wie in Abbildung 6-18 e) dargestellt, resultiert eine massive plastische Verformung der Randschicht, die mit tiefer Rissbildung und Faltung des Materials aufgrund der geringen Schneidkantenverrundung einhergeht. Die Abbildung 6-18 f) veranschaulicht ein

Extrembeispiel für die Schädigung der Randschicht bei einer massiven Eindrucktiefe $t_i = 40 \mu\text{m}$.

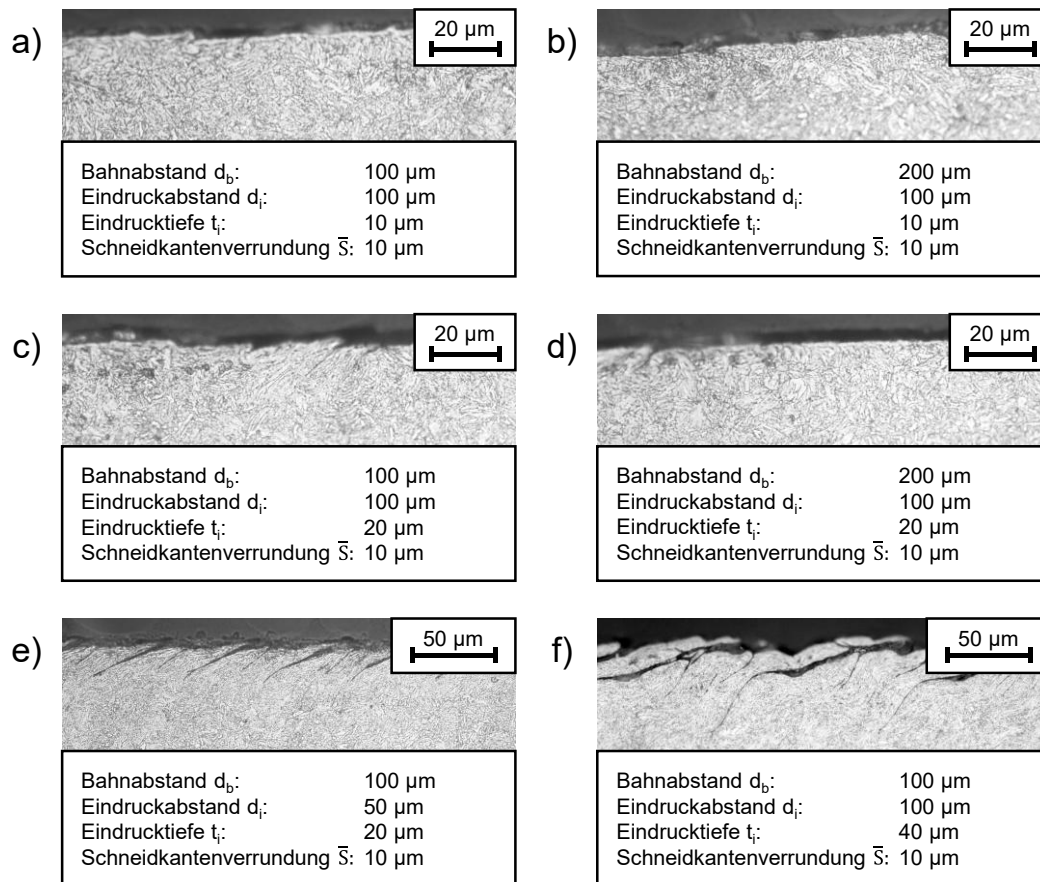


Abbildung 6-18: Lichtmikroskopische Aufnahmen des metallographischen Schliffs der Randschicht nach der Bearbeitung im Analogieversuch

6.1.7 Mikrohärtetiefenverläufe

Der Mikrohärtetiefenverlauf wurde im Querschliff an ausgewählten Proben untersucht, die in Abbildung 6-19 dargestellt sind. Nur bei einer sehr großen Eindrucktiefe $t_i = 40 \mu\text{m}$ tritt ein Anstieg der Härte der Randschicht bis in eine Tiefe von ca. 150 μm auf. Bei den anderen Stellgrößenkombinationen ist kein eindeutiger Härteanstieg nachweisbar, auch nicht bei einem geringen Eindruckabstand $d_i = 50 \mu\text{m}$. Wie bereits in den metallographischen Schliffen aufgezeigt, führt die hohe Eindrucktiefe zu massiven plastischen Deformationen im Gefüge, die neben der Schädigung auch zu einem Härteanstieg führen.

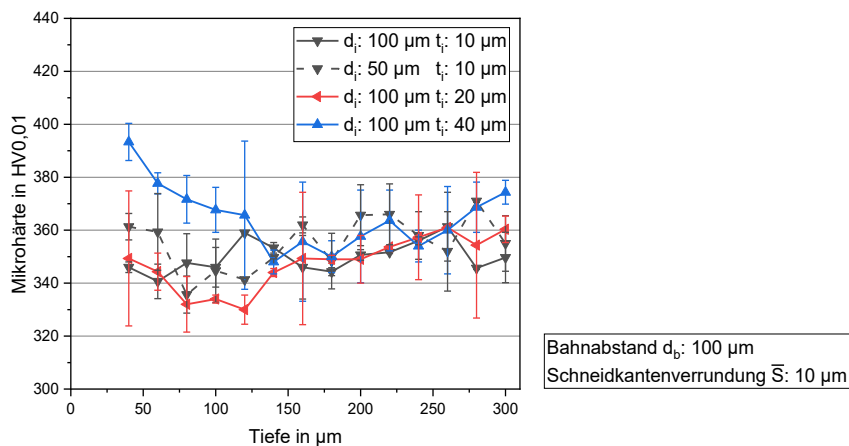


Abbildung 6-19: Härtetiefenverläufe in der Randschicht nach der Bearbeitung im Analogieversuch

6.1.8 Diskussion und Zusammenfassung der Analogieversuche

Die Analogieversuche dienten dazu, zu untersuchen, ob eine hämmerähnliche Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4 mit einer Wendeschneidplatte aus Wolframcarbid-Kobalt möglich ist oder ob diese aufgrund des spröden Verhaltens versagt. Da auch die Mikrogeometrie der Schneidkante für das Bruchverhalten ausschlaggebend ist, wurden Schneidkantenverrundungen $\bar{S} = 10 \mu\text{m}$ und $\bar{S} = 30 \mu\text{m}$ untersucht. Zunächst wurden Einzeleindrücke bis zu einer Tiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ sowohl experimentell als auch simulativ untersucht. In der Simulation wurden Kräfte bis 160 N für Schneidkanten mit einer Verrundung $\bar{S} = 30 \mu\text{m}$ berechnet. In der experimentellen Untersuchung traten nur geringere Kräfte bis 127 N an der Schneidkante auf. Diese hielten der Belastung stand und es waren keine Schädigungen erkennbar. Der Unterschied zwischen Simulation und Experiment lässt sich auf verschiedene Faktoren zurückführen. Einerseits liegen in der Simulation ideale Bedingungen vor, was die Eindringtiefe betrifft. In den Experimenten können der kleine Stellweg von 20 µm und Kräfte bis 126 N aufgrund der Nachgiebigkeit der Vertikaldrehmaschine zu geringeren tatsächlichen Eindringtiefen führen. Zudem ist der Reibungskoeffizient der Werkzeuge unterschiedlich, da das Werkzeug mit der größeren Verrundung eine Beschichtung aufwies. Die Beschichtung kann die Reibung reduzieren und so zu dem geringeren Unterschied zwischen den Werkzeugen im Experiment führen. Wie zu erwarten, führt eine größere Schneidkantenverrundung auch zu geringfügig höheren Kräften, sowohl experimentell als auch simulativ, da das verdrängte Materialvolumen und die Kontaktfläche größer sind. Um diese Art des Analogieversuchs mit einem Einzeleindruck näher zum Hämmern

Drehen weiterzuentwickeln, wurden mehrere überlappende Eindrücke mit den Stellgrößen Bahn- und Eindruckabstand, sowie Eindrucktiefe in die Bauteiloberfläche eingebracht. Hierbei kam es wie erwartet zu Materialaufwürfen und Verfestigungen des Werkstoffes, so dass bei einer Eindrucktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ maximale Kräfte bis 152 N gemessen wurden. Dies war weiterhin mit den konventionellen Wendeschneidplatten möglich. Bei den Prozesskräften liegt das Maximum bei einem Eindruckabstand $d_i = 200 \mu\text{m}$ und einem Bahnabstand $d_b = 100 \mu\text{m}$ vor. Sowohl darüber als auch darunter fallen die Kräfte wieder ab. Dieser Effekt lässt sich durch die Wechselwirkung der Eindrücke erklären. Liegen die Eindrücke weiter auseinander als die verfestigte und umgeformte Zone um den Eindruck, so entspricht dieser Werkzeugeindruck einem Einzeleindruck in unverfestigtem Material. Sind die Abstände der Eindrücke jedoch so klein, dass sich der Eindruck mit den vorherigen Eindrücken stark überlappt, so muss nur ein Teil des eigentlichen Volumens verdrängt werden. Das Material wird in diesem Fall inkrementell in kleineren Volumina in mehreren Werkzeugeindrücken umgeformt. Aus der hohen Überlappung der Eindrücke resultiert auch eine größere Nachgiebigkeit durch den fehlenden Werkstoff, der bereits verdrängt wurde. Es ist auch denkbar, dass der Bauschingereffekt zum Tragen kommt, wenn ein Materialaufwurf rückverformt wird und dabei eine geringere Elastizitätsgrenze vorliegt. Bei Betrachtung einer gleichbleibenden Flächenbearbeitungsintensität von einem Werkzeugeindruck pro $20.000 \mu\text{m}^2$ zeigt sich, dass im Hinblick auf die Minimierung der Prozesskräfte ein kleiner Eindruckabstand in Verbindung mit größerem Bahnabstand und eine geringe Eindrucktiefe zu bevorzugen sind. Dies kann auch auf die Geometrie der Schneidkante mit einem Eckenradius $r_\epsilon = 0,8 \text{ mm}$ zurückgeführt werden, was zu einer deutlichen Ausprägung des Eindrucks in Bahnrichtung führt. Daraus lässt sich folgern, dass bei einem geringen Bahnabstand eine signifikante Wechselwirkung mit dem Werkzeug zur vorherigen Bahn besteht. Da die Prozesskräfte mit den resultierenden Eigenspannungen zusammenhängen, werden auch die maximalen σ_{11} -Druckeigenspannungen in Eindruckrichtung mit den Stellgrößen erzielt, bei denen die höchsten Kräfte auftreten. Dies ist der Fall für einen Bahnabstand $d_i = 100 \mu\text{m}$ und einem Eindruckabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$. Der Eindruckabstand hat hier einen starken Einfluss auf die Eigenspannungen was so auch zu erwarten ist. Ein größerer Bahnabstand $d_b = 200 \mu\text{m}$ kann durch eine höhere Eindrucktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ kompensiert werden, so dass die Eindrücke wechselwirken und in hohen Druckeigenspannungen resultieren. Für die Druckeigenspannungen σ_{22} in Bahnrichtung verhält es sich anders, hier treten die maximalen Druckeigenspannungen bei

einem Bahnabstand von 200 μm auf. Daraus ist ersichtlich, dass die Überlappung der Bahnen bzw. Werkzeugeindrücke nicht zu groß sein darf, damit zwischen den Bahnen Druckeigenspannungen aufgebaut werden und diese nicht durch zu große plastische Verformung wieder abgebaut werden. Für eine Schneidkantenverrundung $\bar{S} = 30 \mu\text{m}$ zeigen die Simulationen mit $\sigma_{11} = -853 \text{ MPa}$ Werte ähnlicher Größenordnung wie die Messungen mit $\sigma_{11} = -740 \text{ MPa}$ an der Oberfläche. Für die σ_{22} -Richtung liegen in der Simulation jedoch deutlich größere Werte vor mit $\sigma_{22} = -912 \text{ MPa}$, als dies bei der Messung mit $\sigma_{22} = -414 \text{ MPa}$ der Fall ist. Diese Diskrepanz kann darauf zurückgeführt werden, dass in der Simulation eine Linienauswertung mit infinitesimaler Breite erfolgt, während die Messung über eine größere Fläche ausgewertet und somit einen Durchschnittswert liefert. Auch weist die Probe in der Simulation vor der Bearbeitung keine Eigenspannungen aus der Zerspanung auf, wie es an den realen Proben der Fall ist. Darüber hinaus ist anzumerken, dass in der Simulation die ideale Eindrücktiefen und keine elastische Nachgiebigkeit vorliegen. Zudem tritt eine Verfestigung durch das Hämmern auf, die sich in der Vergrößerung der Halbwertsbreite zeigt. Hier sind kleine Stellgrößen bei einer Eindrücktiefe $t_i = 20 \mu\text{m}$ zu wählen, um die größtmögliche Verfestigung einzustellen. Bezüglich der Topographie zeigen geometrische Simulation und Experiment, dass bei sehr hoher Überdeckung mit einem Eindruckabstand $d_i = 50 \mu\text{m}$ eine deutliche Einglättung der Oberfläche möglich ist. Es können Werte unter 1 μm für die mittlere arithmetische Höhe S_a erreicht werden. Ebenso ist auch durch die Wahl anderer Stellgrößen bei geringer Überdeckung, eine deutliche Erhöhung der Rauheit möglich, so dass maximale Topographiehöhen $S_z > 25 \mu\text{m}$ erreicht werden, obwohl die Eindrücktiefe nur mit $d_i = 10 \mu\text{m}$ gewählt wurde. Es kommt also zu einem deutlichen Materialaufwurf, der die Eindrücktiefe übersteigt. Ebenfalls kann die Abweichung zwischen Simulation und experimentellen Werten dadurch erklärt werden, dass die Eindrücke im Experiment nicht in eine ideale Ebene eingebracht werden, sondern in eine Oberfläche, die durch die Vorbearbeitung eine kinematische Rauheit aufweist, was den Wert zusätzlich erhöht. Die Simulation kann dennoch ein nützliches und schnelles Hilfsmittel sein, um die Größenordnung der Topographieparameter abzuschätzen, auch wenn diese den plastischen Materialaufwurf nicht abbilden kann. Bei einer hohen Überdeckung der Eindrücke liefert die Simulation eine gute Übereinstimmung, sowohl was die mittlere arithmetische Höhe S_a betrifft, als auch die maximale Höhe S_z , insbesondere bei klein gewählten Stellgrößen, mit denen eine Glättung erfolgt. Eine zu hohe Hämmerintensität kann aber auch die Randschicht schädigen. So zeigen

metallographische Schliffbilder und 3D-FEM-Simulationen eine Riss- bzw. Faltenbildung, die vom Grund der Werkzeugeindrücke ausgeht. Hierbei sind scharfe Kerbgründe besonders empfindlich, die durch scharfe Schneidkantenverrundungen hervorgerufen werden. Diese Rissbildung ist im Hinblick auf die Schwingfestigkeit kritisch zu betrachten. Zwar fördert die plastische Deformation die Entstehung von günstigen Druckeigenspannungen, doch stellen diese Risse und Faltungen Anrissmöglichkeiten und Spannungsüberhöhungen dar, die die Wechselfestigkeit herabsetzen.

Eine Zusammenfassung der Erkenntnisse aus den Analogieversuchen ist in Tabelle 6-1 gegeben. Hier sind für die einzelnen Messgrößen die Stellgrößen zusammengestellt, die jeweils zu den größten bzw. kleinsten Werten führen. Dies entspricht nicht in jedem Fall den in den Messungen gefundenen Maximalwerten, da die Stellgrößen einzeln betrachtet wurden. Aus der Betrachtung von Simulation und Experiment ergeben sich folgende Tendenzen.

Tabelle 6-1: Zusammenfassung des Einflusses der einzelnen Stellgrößen auf die Messgrößen in den Analogieversuchen

Messgröße		Stellgröße			
		d_i in μm	d_b in μm	t_i in μm	$\bar{S}$ in μm
Prozesskraft	Max	200	100	20	30
	Min	50-100	100	10	10
Mittlere arithmetische Topographiehöhe S_a	Max	300	100	20	30
	Min	50	100	10	10
Maximale Topographiehöhe S_z	Max	300	100	20	30
	Min	50-100	200	10	10
Druckeigenspannungen	σ_{11}	200	100	20	n.a.
	σ_{22}	400	200	10	10
	τ_{12}	50-100	200	n.a.	10
Halbwertsbreite	Max	50	200	20	n.a.

Unter Berücksichtigung der in Tabelle 6-1 identifizierten Stellgrößen aus den Analogieversuchen wurden die Parameter für die weitere Untersuchung des Hämmernden Drehens abgeleitet. Dabei ist zu berücksichtigen, dass beim Hämmernden Drehen neben den Hämmerkräften auch Zerspankräfte auftreten, die bestimmte Stellgrößen begrenzen. So muss der Bahnabstand kleiner gewählt werden, da Vorschübe mit $f_c = 200 \mu\text{m}$

hohe Kräfte und hohe kinematische Rauheit verursachen würden. Darüber hinaus soll eine Texturierung der Oberfläche durch plastische Verformung erfolgen, was eine hohe Überdeckung ≥ 1 der Werkzeugeindrücke erforderlich macht. Daher wurde ein Vorschub im Bereich $f_c = 25 \mu\text{m} - 100 \mu\text{m}$, wie er für Schlichtbearbeitungen typisch ist, als sinnvoll erachtet. Für die weitere Untersuchung wurden folgende Parameter in Tabelle 6-2 gewählt.

Tabelle 6-2: Abgeleitete Parameter für das Hämmern des Drehen aus den Analogieversuchen

Analogieversuch		Hämmern des Drehen		Wert
Eindruckabstand	d_i	Eindruckabstand	d_i	50–100 μm
Bahnabstand	d_b	Vorschub	f_c	25–100 μm
Eindrucktiefe	t_i	Hämmerhub	a_H	10–20 μm
Schneidkanten- verrundung	$\bar{S}$	Schneidkanten- verrundung	$\bar{S}$	30 μm
		Anforderung Werkzeugsystem		
Hämmerkraft	-	Hämmerkraft	-	> 250 N

6.2 Untersuchung des Härteanstiegs und des Materialflusses beim Hämmern des Drehen einer Aluminiumlegierung

An dem Vergütungsstahl 42CrMo4 war die Untersuchung des Einflusses der Prozesse auf den Härtetiefenverlauf nur bedingt möglich, da dieser aufgrund seiner Härte kein ausgeprägtes Kaltverfestigungsverhalten aufweist. Daraus resultiert auch die geringe Differenz zwischen Zugfestigkeit und Dehngrenze von nur 61 MPa. Darüber hinaus ist beim Vergütungsstahl ein eingeschränktes Prozessfenster gegeben, weshalb keine einzelnen Werkzeugwege mit der vollen Werkzeugbreite geschnitten werden können, da ein Werkzeugbruch oder eine Beschädigung des piezoelektrischen Werkzeugsystems aufgrund hoher Kräfte zu befürchten ist. Aus diesem Grund wurde eine Aluminium-Kupfer-Legierung niedrigerer Festigkeit ausgewählt, da mit dieser entsprechende Versuche möglich sind.

6.2.1 Mikrohärtetiefenverlauf

Die Mikrohärtetiefenverläufe, die sowohl im Querschliff als auch im Schrägschliff ermittelt wurden, sind in Abbildung 6-20 für die drei Prozesse dargestellt. Bei der gedrehten Probe ist kein Anstieg der Härte zu verzeichnen, während dies für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen der Fall ist. Bei beiden Prozessen ist dieser Härteanstieg von einer ähnlichen Größenordnung mit einer Mikrohärte von 200 HV0,01, wobei für das vibrationsunterstützte Drehen geringfügig höhere Werte vorliegen. Der Härteanstieg fällt dann mit der Tiefe linear ab, bis in einer Tiefe von ca. 150 μm unter der Oberfläche die Härte des Grundwerkstoffs mit 148 ± 5 HV0,01 erreicht ist. Die Gegenüberstellung der gemessenen Härtetiefenverläufe in beiden Schliffmethoden erlaubt eine Validierung der Schrägschliffmethode. Auch wenn diese größere Streuungen im Profil aufweist als die Messung im Querschliff, ist der Verlauf ähnlich, erlaubt aber eine feinere Tiefenauflösung.

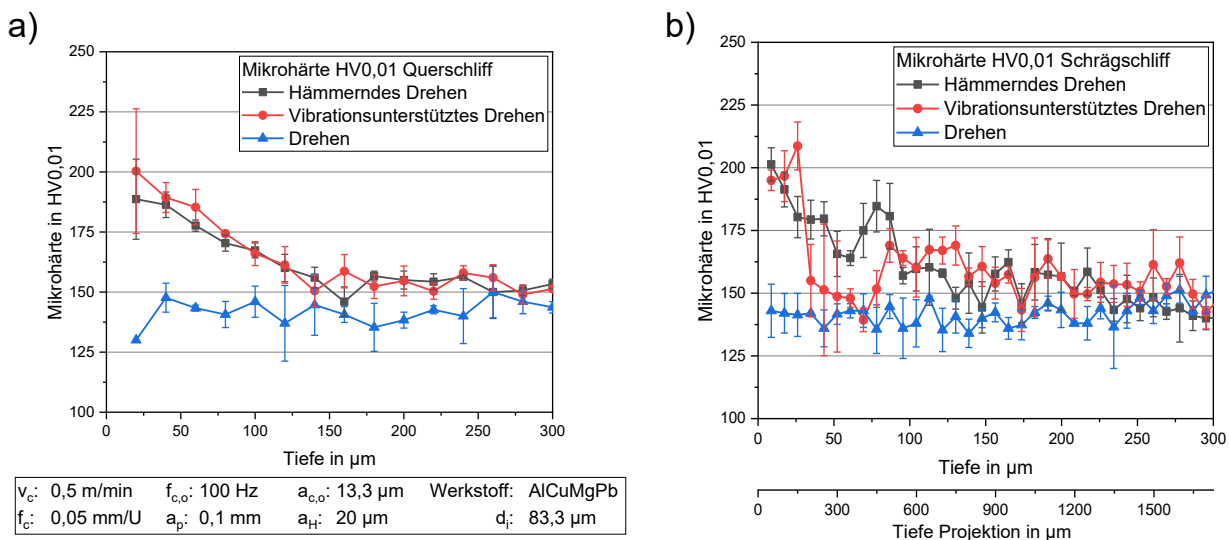


Abbildung 6-20: Mikrohärtetiefenverläufe im Querschliff a) und Schrägschliff b) der Aluminium-Kupfer-Legierung

6.2.2 Werkzeugeinzelwege

Es wurden Werkzeugeinzelwegversuche mit der Aluminium-Kupfer-Legierung durchgeführt, in denen das Werkstück mit einem großen Vorschub $f_c = 1$ mm/U bearbeitet wurde, um ein Überlappen der Werkzeugwege zu vermeiden. In Abbildung 6-21 sind die Konfokalaufnahmen der Topographie und Profilschnitte dieser Werkzeugeinzelwege für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen dargestellt. Beim vibrationsunterstützten Drehen ist seitlich vor dem Werkzeugeindruck ein

Materialaufwurf erkennbar. Dieser resultiert daraus, dass bei einem Hämmerhub die Spanbildung nicht unterbrochen wird und durch die kurzzeitig erhöhte Spannungsdicke und Spanungsbreite ein Materialaufwurf vor der Schneidkante entsteht. Nach dem Rückhub des Werkzeugs und der weiteren Zerspanung wird dieser Materialaufwurf vor dem Werkzeug entfernt. Doch in den Randbereichen bleibt dieser bestehen, wie in der Abbildung 6-21 b) zu sehen ist. Beim Hämmernden Drehen in Abbildung 6-21 a) hingegen ist dieser Materialaufwurf vor und neben dem Werkzeug nicht zu beobachten, da hier die Materialverdrängung hauptsächlich entgegen der Schnittrichtung durch die Freifläche des Werkzeugs erfolgt. In den Aufnahmen ist der Materialaufwurf hinter den Eindrücken deutlich erkennbar, da an den Spitzen keinerlei Werkzeugspuren zu erkennen sind. Im Profilschnitt ist ein sehr gleichmäßiges Sägezahnprofil ersichtlich. Dies zeigt, dass beim Hämmernden Drehen ein rückwärtsgerichteter Materialfluss stattfindet. In Abbildung 6-21 c) und d) sind Topographieaufnahmen für eine höhere Schnittgeschwindigkeit $v_c = 2 \text{ m/min}$ und größere Amplitude $a_{c,o} = 55,7 \text{ }\mu\text{m}$ der überlagerten Schwingung dargestellt, dies resultiert in deutlich größeren Abständen der Werkzeugeindrücke $d_i = 333 \text{ }\mu\text{m}$. Beim vibrationsunterstützten Drehen in Abbildung 6-21 d) entstehen Werkzeugeindrücke in Form eines runden Näpfchens, welches lediglich die äußere Kontur des Werkzeugs mit der Trajektorie abbildet, jedoch keinen Abdruck der Mikrogeometrie darstellt. Dieses Näpfchen weist eine deutlich ausgeprägtere Rundung auf, da es während des sinusförmigen Hämmerhubs in einer Schnittbewegung geformt wurde. Materialaufwürfe vor der Schneidkante gehen direkt in den Span über und werden entfernt. Für das Hämmernde Drehen in Abbildung 6-21 c) sind die Werkzeugeindrücke scharf in der Oberfläche definiert und die Schneidkantenmikrogeometrie wird nur äußerst marginal verzerrt abgebildet. Im Profilschnitt ist der Materialfluss deutlich an der nach hinten abfallenden Geraden hinter den Eindrücken zu erkennen, welche beim vibrationsunterstützt gedrehten Profilschnitt eine Gerade parallel zur Schnittrichtung darstellt.

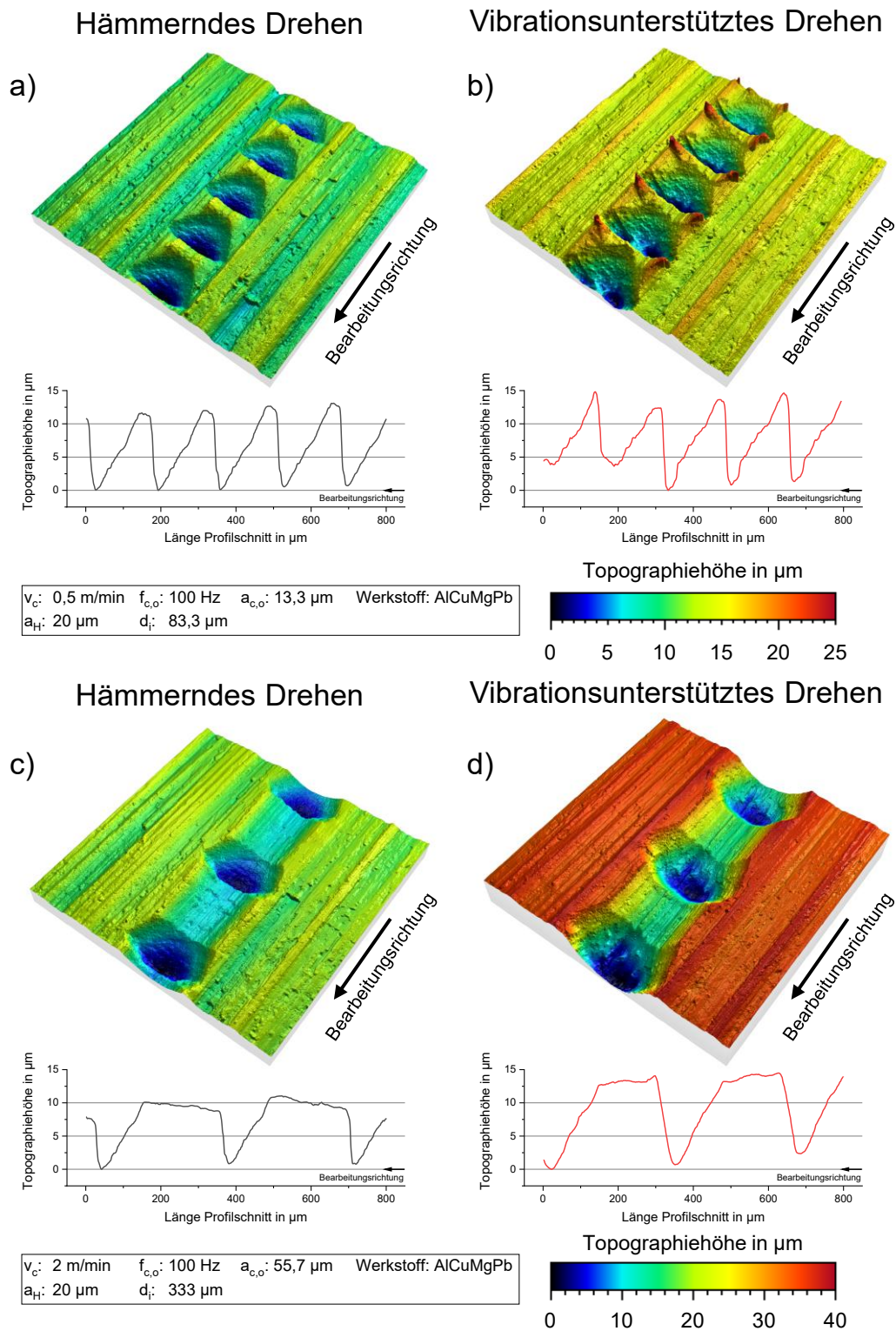


Abbildung 6-21: Konfokalaufnahmen und Profilschnitte der Werkzeugeinzelwegversuche beim Hämmernden Drehen a), c) und vibrationsunterstützten Drehen b), d)

6.2.3 Fazit zur Untersuchung des Härteanstiegs und des Materialflusses beim Hämmernenden Drehen einer Aluminiumlegierung

Die Versuche mit der Aluminium-Kupfer-Legierung zeigen, dass durch die hämmernde Bewegung der beiden Prozesse eine Verfestigung und damit Anstieg der Härte erzielt werden kann, die beim Drehen nicht vorliegt. Die Reichweite der Verfestigung erstreckt sich hierbei bis zu 150 μm in die Randschicht hinein, wobei eine Steigerung der Härte um ca. 30 % möglich ist. Die Werkzeugeinzelwegversuche zeigen, dass eine Entkoppelung der Zerspanung durch die überlagerte Schwingung effektiv möglich ist und die Geometrie der Werkzeugeindrücke maßgeblich beeinflusst. Hierbei ist insbesondere ein rückwärtsgerichteter Materialfluss beim Hämmernenden Drehen und ein seitlich und nach vorne gerichteter Materialfluss für das vibrationsunterstützte Drehen zu beobachten.

6.3 Charakterisierung des Werkzeugsystems

Eine Charakterisierung des piezoelektrischen Werkzeugsystems erfolgte, um die Grenzen des dynamischen und statischen Verhaltens zu ermitteln. Die dynamischen Eigenschaften sind hier von zentraler Bedeutung, da es bei dem nicht resonanten System unerlässlich ist, die unerwünschten Resonanzfrequenzen so weit wie möglich zu dämpfen und nicht anzuregen.

6.3.1 Dynamisches Verhalten

Die dynamischen Eigenschaften umfassen die Reaktion des Systems auf äußere mechanische Anregungen, aber auch die Reaktion des piezoelektrischen Systems auf die dynamische Ansteuerung mit den elektrischen Analogsignalen.

6.3.1.1 Modalanalyse

Durch die Anregung des Festkörpergelenks mit periodischen Auslenkungen, kann dieses mit Eigenfrequenzen in Resonanz treten, die nachteilige Auswirkungen auf die kinematische Bewegung haben und zu einer Verfälschung führen. Die Frequenzgangfunktion (FRF) wurde mithilfe einer Modalanalyse ermittelt, um das dynamische Verhalten zu charakterisieren. Die Bode-Diagramme mit der Amplitudenverstärkung und Phasenverschiebung für eine Anregung des Festkörpergelenks aus unterschiedlichen Raumrichtungen ist in Abbildung 6-22 dargestellt.

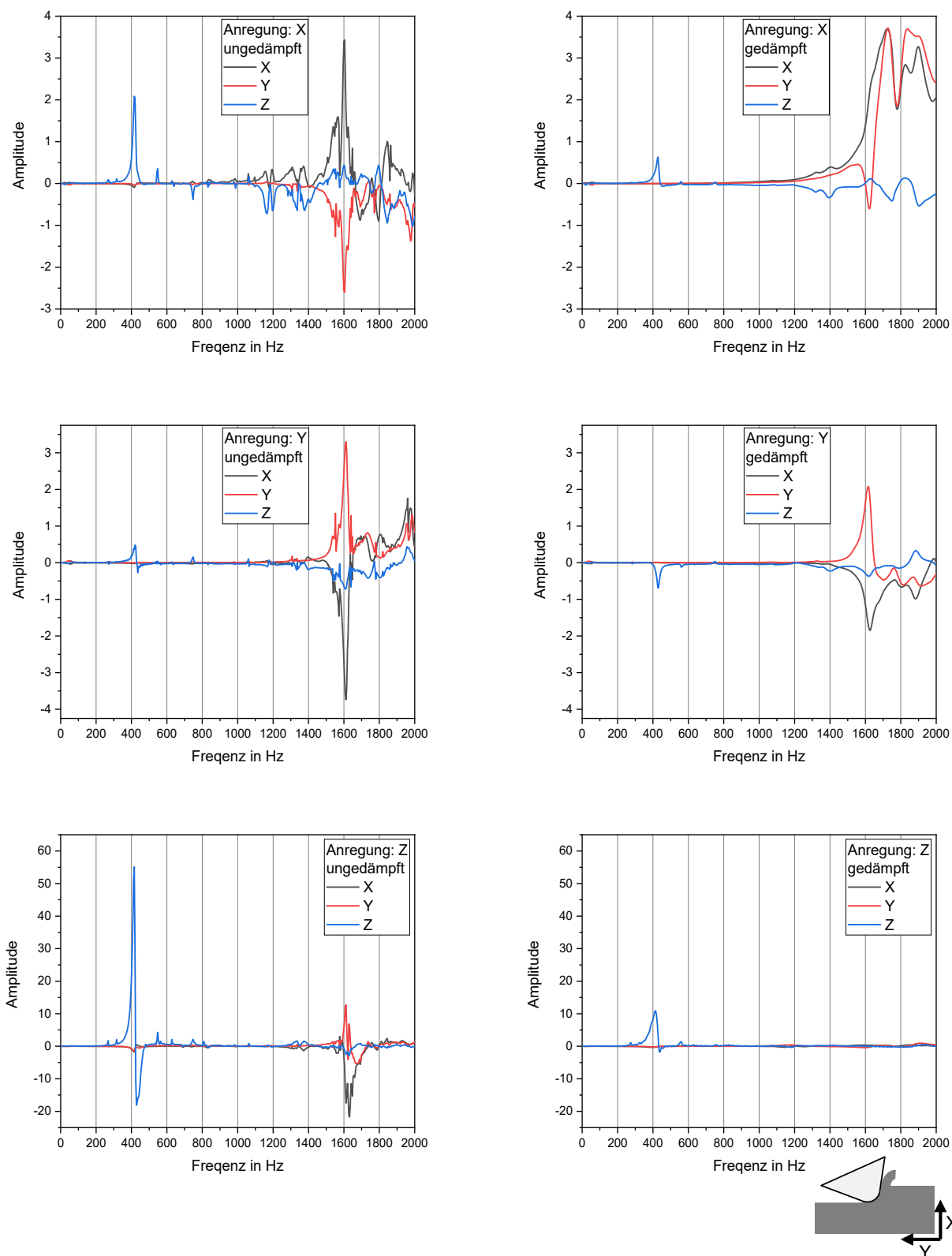


Abbildung 6-22: Frequenzgangfunktion (FRF) des piezoelektrischen Werkzeugsystems bei äußerer Anregung mit einem Modalhammer

Die Amplituden korrelieren dabei nicht zwangsläufig mit der tatsächlichen Amplitude der Schwingung, erlauben jedoch eine qualitative Bewertung. In den Bode-Diagrammen deuten ein lokales Maximum bzw. Minimum in Verbindung mit einem Wechsel der Phasenverschiebung auf eine Resonanzfrequenz hin. In der Auswertung treten zwei Eigenfrequenzen besonders hervor. Die erste Eigenfrequenz tritt bei einer Frequenz von 416 Hz bis 420 Hz in Z- und X-Richtung auf, die zweite bei 1604 Hz bis 1612 Hz, wobei letztere insbesondere in der X- und Y-Richtung dominant ist. Die Anregung in X-Richtung resultiert neben der Eigenfrequenz in einer Vielzahl von Nebenfrequenzen zwischen 1000 Hz und 2000 Hz. Demnach sollten insbesondere Anregungsfrequenzen oder deren Vielfache im Bereich 416–420 Hz und 1604–1612 Hz vermieden werden, um ungewollte Resonanzen zu unterbinden.

6.3.1.2 Dynamische Ansteuerung

Das piezoelektrische Werkzeugsystem ist mit einem integrierten Wegmesssystem ausgestattet, das eine präzise Messung der Auslenkung ermöglicht. Dennoch ist eine genaue Kenntnis des spannungs- und frequenzabhängigen Verhaltens unerlässlich, um eine optimale Regelung der Auslenkung zu gewährleisten. Idealerweise sollte eine lineare Auslenkung in Abhängigkeit der Eingangsspannung sowie eine frequenzunabhängige Auslenkung vorliegen und somit ein konstanter Auslenkungskoeffizient gewährleistet sein. In Abbildung 6-23 ist der Auslenkungskoeffizient der Eingangssignale für einen Spannungsbereich von 0,5 V_{pp} bis 6 V_{pp} um die Ruhelage 4 V dargestellt. Ein degressiver Auslenkungskoeffizient ist für beide Achsen erkennbar, der mit zunehmender Eingangsspannung ansteigt. Dies führt zu einer leicht progressiven Auslenkung, dabei fällt der Auslenkungskoeffizient für die X-Achse etwas größer aus, als für die Y-Achse. Darüber hinaus ist eine minimale Querbbeeinflussung der Achsen erkennbar.

Für das dynamische Verhalten ist neben dem Auslenkungskoeffizienten der Eingangsspannung bei konstanter Frequenz auch der Auslenkungskoeffizient bei konstanter Amplitude und veränderlicher Frequenz entscheidend. Der Auslenkungskoeffizient der beiden Piezoachsen über einen Frequenzbereich von 0 Hz bis 250 Hz ist in Abbildung 6-24 dargestellt. Beide Achsen zeigen ein leicht parabolisches Verhalten, bei dem die größten Auslenkungskoeffizienten bei Frequenzen nahe 0 Hz und 250 Hz vorliegen. Hier ist der Auslenkungskoeffizient der Y-Achse minimal größer und eine Querbbeeinflussung mit der jeweiligen anderen Achse tritt nur in geringem Maße auf.

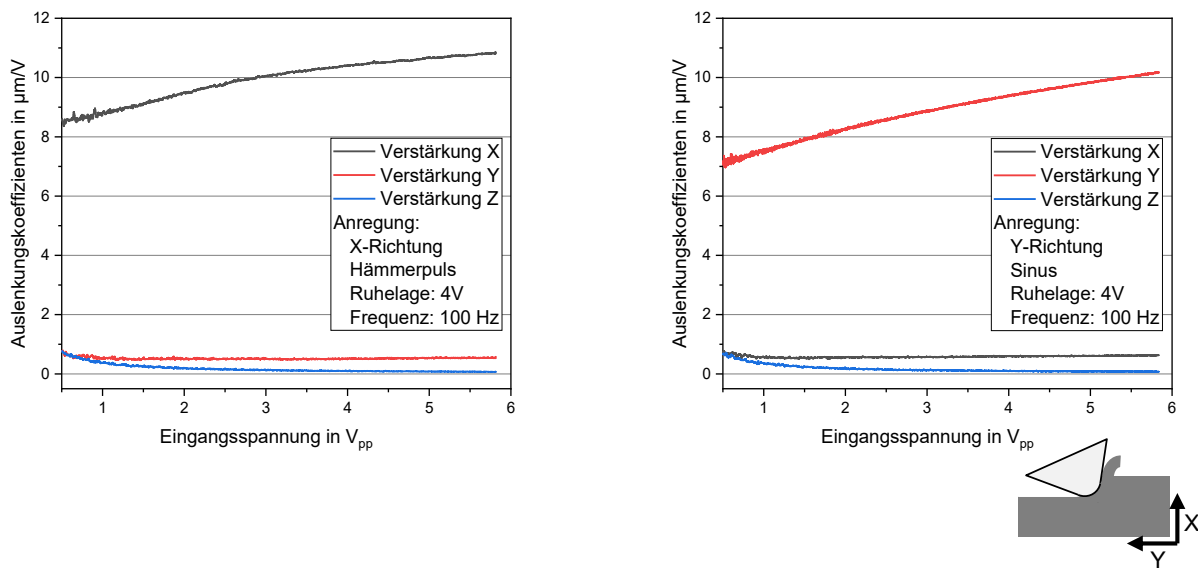


Abbildung 6-23: Auslenkungskoeffizienten in Abhängigkeit der Eingangsspannung bei konstanter Frequenz von 100 Hz

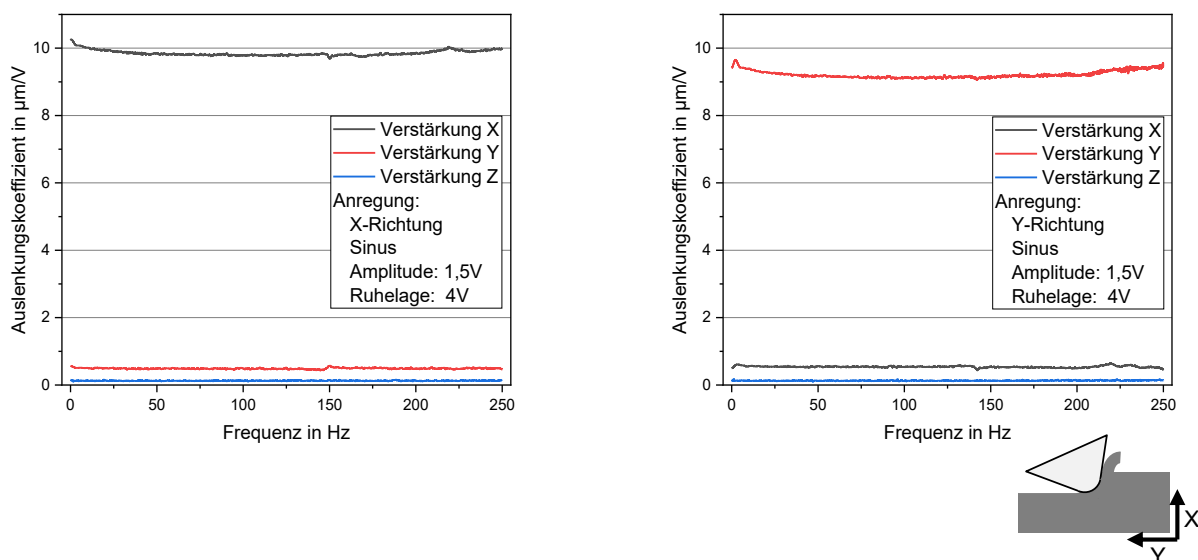


Abbildung 6-24: Auslenkungskoeffizient in Abhängigkeit der Frequenz bei konstanter Amplitude von 1,5 V

Die hochdynamische Auslenkung des Werkzeugsystems bedingt Massenträgheitskräfte, die auch ohne Werkstückkontakt auftreten. Diese Kräfte sind den Prozesskräften überlagert, wobei diese maßgeblich von der Amplitude, der Frequenz und der Schwingungsform beeinflusst werden. Die Messung der resultierenden maximalen positiven sowie negativen Trägheitskräfte ist in Abbildung 6-25 dargestellt. Bei der Variation der Frequenz erfolgte die Anregung mittels einer kontinuierlichen Sinusschwingung mit 3 V_{pp} um die Ruhelage 4 V. Für die Betrachtung der X-Achse resultieren höhere Kräfte

in der Y-Richtung, als dies für die X- und Z-Richtung der Fall ist. Besonders deutlich treten Peaks bei 91 Hz, 148 Hz, 162 Hz und 220 Hz hervor. Mit zunehmender Frequenz steigt die Massenträgheitskraft exponentiell an. Die Anregung der Y-Achse mittels einer Sinusschwingung führt zu einem abweichenden Verhalten. Die Kräfte in X- und Y-Richtung weisen einen ähnlichen Anstieg mit der Frequenz auf, wobei die X-Richtung leicht dominiert. Es liegen ebenfalls Peaks bei 91 Hz und 142 Hz für die Y- und X-Richtung vor.

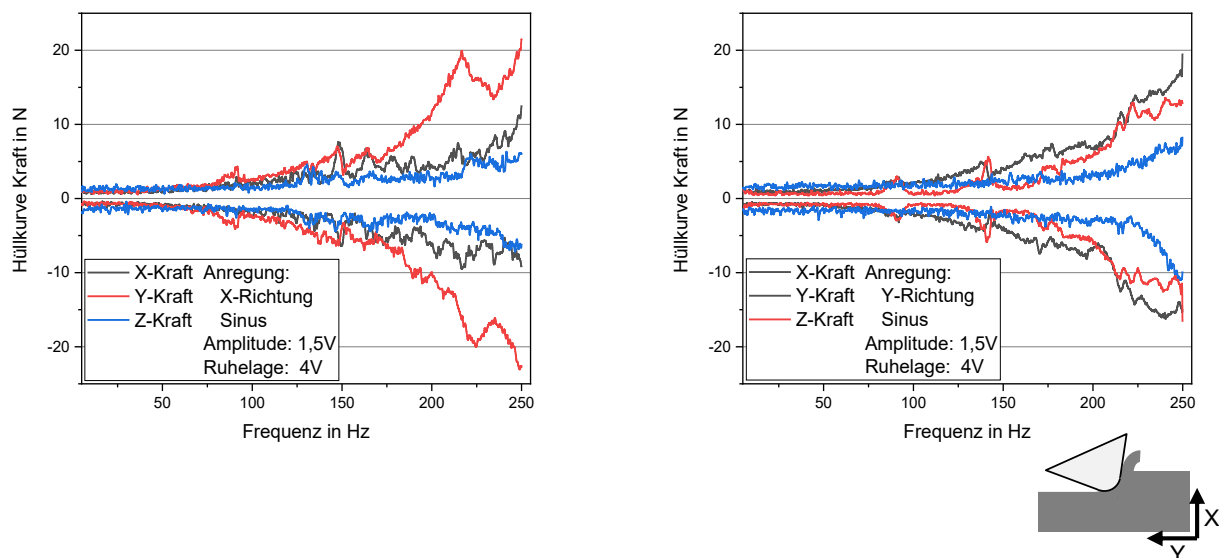


Abbildung 6-25: Kräfte bei Anregung mit einer Sinusschwingung variabler Frequenz der X- und Y-Achse ohne Werkstückkontakt

Die Kräfte bei Variation der Auslenkung zeigen ein nahezu lineares Verhalten. Dies ist in Abbildung 6-26 ersichtlich, welche die Anregung der X-Achse bei 100 Hz mit dem pulsformigen Signal und der Y-Achse mit einem sinusförmigen Signal zeigt. Die Steigung und die Kräfte beim pulsformigen Signal sind wesentlich größer, was darauf zurückzuführen ist, dass in diesem Fall effektiv die dreifache Frequenz vorliegt und es sich nicht um eine kontinuierliche Schwingung handelt. Bei einer Sinusanregung sind die resultierenden Kräfte so gering, dass insbesondere die Y- und Z-Kraft durch das Messrauschen dominiert werden. Für die X-Kraft ist ein geringfügiger Anstieg mit der Auslenkung zu beobachten. Auch in diesem Fall lässt sich eine ausgeprägte Quereinflussung der Achsen feststellen. In Abbildung 6-27 sind die gemessenen maximalen sowie minimalen Reaktionskräfte des Werkzeugsystems im biaxialen Betrieb für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen in den tatsächlichen Betriebspunkten dargestellt. Da keine externen Kräfte durch ein Werkstück aufgeprägt werden,

ergibt sich rein physikalisch ein Mittelwert von Null für alle Zustände. Alle Achsen zeigen einen starken Anstieg der Spitzenkräfte mit der Betriebsfrequenz für beide vibrationsunterstützten Prozesse. Die größten Kräfte treten hierbei insbesondere in der Y-Richtung auf, obwohl im Falle des vibrationsunterstützten Drehens keine Anregung erfolgt, wie dies bereits in der Untersuchung mit einer Sinusanregung festgestellt wurde.

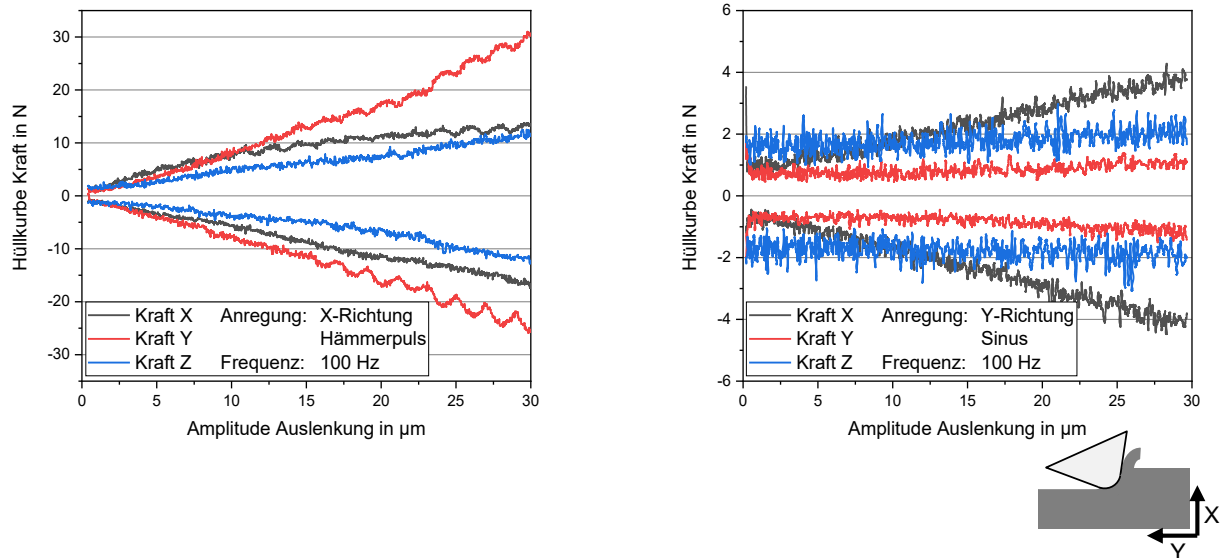


Abbildung 6-26: Kräfte bei Anregung mit variabler Auslenkung und Schwingungsform der X- und Y-Achse ohne Werkstückkontakt

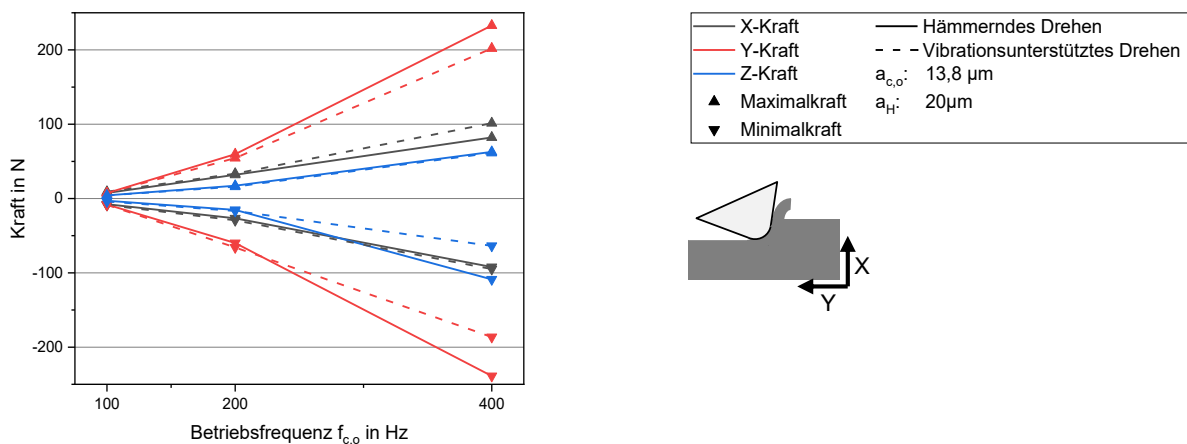


Abbildung 6-27: Reaktionskräfte des Werkzeugsystems für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen

6.3.2 Statische Steifigkeit

Die Ermittlung der statischen Steifigkeiten des gesamten Aufbaus erfolgte aufgrund der hohen dynamischen und statischen Kräfte, die aus den Prozessen hervorgehen und mit dem piezoelektrischen Werkzeugsystem wechselwirken. Die statischen Steifigkeiten für die drei Raumrichtungen sind in Abbildung 6-28 in Abhängigkeit der Normalkraft dargestellt. Die Prüflast wurde in zehn Wiederholungen linear durchfahren, wobei für alle Achsen keine ausgeprägte Hysterese der Steifigkeit zu erkennen ist. Es lässt sich hingegen ein deutlicher Unterschied zwischen der X-Achse und Y-Achse erkennen. Während für die Y-Achse eine deutliche Querbbeeinflussung und eine vergleichsweise geringe Steifigkeit in X-Richtung vorliegt, ist für die X-Achse eine weniger stark ausgeprägte Querbbeeinflussung und damit eine deutlich höhere Steifigkeit in Y-Richtung ersichtlich. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Angriffspunkt der Prüfkraft bzw. der Prozesskraft im oberen Teil der Werkzeugkassette eingeleitet wird, was dazu führt, dass diese nicht kollinear mit der Y-Achse ist. Folglich wird neben der Normalkraft ein Drehmoment aufgeprägt, was sowohl in die X-Achse als auch in die Y-Achse eine Last einleitet. Im Gegensatz dazu zeigt die X-Achse eine deutlich geringere Querbbeeinflussung der Y-Richtung, was sich in der hohen Y-Steifigkeit und etwas verringerten X-Steifigkeit zeigt, da die Last sich auf diese Achse konzentriert. Die Steifigkeit in Z-Richtung zeigt für beide Achsen ein ungewöhnliches Verhalten, welches durch eine Singularität der Steifigkeit im Bereich zwischen 40 N bis 60 N erkennbar ist. Hierbei kommt es zu einem Vorzeichenwechsel der Verschiebung, was dazu führt, dass die Steifigkeit in diesem Bereich rechnerisch unendlich hoch wird. Demnach bewirkt die Krafteinleitung eine Kippbewegung des Festkörpergelenks in z-Richtung. Die Steifigkeit der Z-Achse zeigt entsprechend das inverse Verhalten, bei dem die Singularität für die X-Richtung und Y-Richtung vorliegt. In der Z-Richtung liegt eine sehr kleine Steifigkeit deutlich unter 1 N/ μ m vor, diese weist ein nichtlineares Verhalten auf. Das ist zu erwarten, da das Festkörpergelenk einen weit auskragenden Hebelarm darstellt und dessen Verbindungsstege einen geringen Materialquerschnitt aufweisen. Für den Prozess ist dies unproblematisch, da die in dieser Richtung wirkenden Kräfte die Vorschubkräfte sind, die keinen großen Schwankungen unterliegen. Die Berechnung der Steifigkeit der Einzelkomponenten erfolgte ebenfalls unter Verwendung einer linearen FEM-Simulation. Für das Festkörpergelenk wurde dabei eine Steifigkeit von 87,7 N/ μ m ermittelt, die maßgeblich durch das Stauchen der Stege bedingt ist. Für den starren Stahlrahmen wurde eine Steifigkeit von 129 N/ μ m ermittelt, die durch das Aufbiegen dominiert wird.

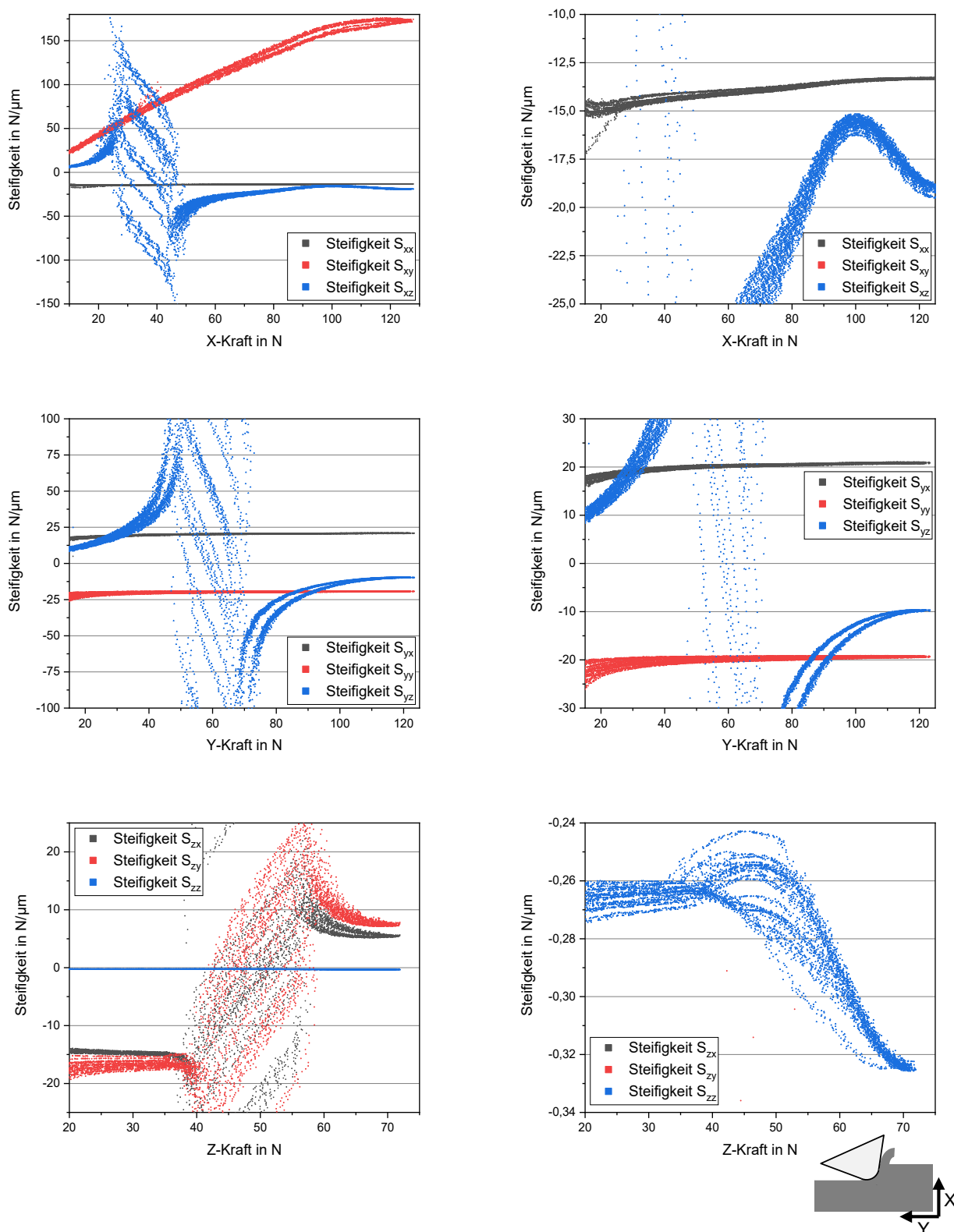


Abbildung 6-28: Statische Steifigkeit des piezoelektrischen Werkzeugsystems in X-, Y- und Z-Richtung

Für die Piezoaktuatoren wird seitens des Herstellers ein Wert von $50 \text{ N}/\mu\text{m}$ angegeben. Da diese drei Elemente in Reihe angeordnet sind, ergibt sich die Gesamtsteifigkeit zu:

$$\frac{1}{\sum_{i=0}^n \frac{1}{S_n}} = S_{ges} = \frac{1}{\frac{1}{87,7 \text{ N}/\mu\text{m}} + \frac{1}{129 \text{ N}/\mu\text{m}} + \frac{1}{50 \text{ N}/\mu\text{m}}} = 25,48 \text{ N}/\mu\text{m} \quad 6-1$$

S_{ges} = Gesamtsteifigkeit
 S_n = Einzelsteifigkeit n

Der simulativ ermittelte Wert weist eine relativ gute Übereinstimmung mit dem experimentell ermittelten Wert auf. Unter Berücksichtigung weiterer Steifigkeiten in den Kontaktpunkten, wie beispielsweise den balligen Auflagepunkten zwischen Piezoaktor und Festkörpergelenk, sowie zusätzlicher Schraubenverbindungen wäre eine präzisere Abbildung möglich, die simulativ jedoch schwer zu ermitteln ist.

6.3.3 Fazit Charakterisierung des piezoelektrischen Werkzeugsystems

Durch die Charakterisierung des piezoelektrischen Werkzeugsystems lässt sich ein Prozessfenster für das Hämmernde Drehen eingrenzen, das für den Betrieb des Systems geeignet ist. Die Modalanalyse zeigt die erste signifikante Eigenfrequenz des Systems bei 416 Hz und die zweite bei 1616 Hz. Da es sich bei dem System um ein nicht-resonantes System handelt, muss die Betriebsfrequenz unterhalb der ersten Eigenfrequenz liegen, was diese auf unter 400 Hz begrenzt. Für die experimentelle Ermittlung der Prozesskräfte beim Hämmernden Drehen sollten Kräfte durch Massenträgheit möglichst gering sein, diese lassen sich aber nicht vermeiden und niedrige Frequenzen und Amplituden gehen auf Kosten der Schnittgeschwindigkeit. Da Kraftspitzen bei 91 Hz und 142 Hz auftreten, die vermutlich von der Anregung unerwünschter Nebenfrequenzen herrühren, stellen $f_{c,o} = 100 \text{ Hz}$ für das Hämmernde Drehen eine geeignete Betriebsfrequenz dar, die bei einem Hämmerhub $a_H = 20 \mu\text{m}$ zu Massenträgheitskräften von weniger als 10 N führt. Für größere Betriebsfrequenzen $f_{c,o} = 200\text{--}400 \text{ Hz}$ liegen jedoch prägnante Massenträgheitskräfte vor, die die Messungen der Prozesskräfte erschweren. Der Auslenkungskoeffizient ist nicht vollkommen linear, weist aber keine abrupten Sprünge auf und wird durch die Eingangsfrequenz kaum beeinflusst. In Kombination mit dem kapazitiven Wegmesssystem können dennoch präzise Auslenkungen gewährleistet werden. Die Steifigkeit des Systems ist aufgrund des Festkörpergelenks relativ gering, insbesondere in der Z-Achse. Dies ist jedoch ein Kompromiss, den man bei diesem Festkörpergelenk hinnehmen muss, da Freiheitsgrade in zwei Achsen gegeben

sein müssen und dies nur auf Kosten der Steifigkeit geht. Daraus resultierende Verschiebungen im Prozess können aber direkt über das Wegmesssystem erfasst werden.

6.4 Prozesskräfte

Die Untersuchung der Prozesskräfte erfolgte in einer Kombination aus 2D-FEM-Simulation und experimenteller Messung. Die Simulation ermöglicht eine detaillierte Analyse des Verlaufs der idealisierten Prozesskräfte ohne Massenträgheit und mit einer messtechnisch kaum erreichbaren hohen Abtastung. Darüber hinaus ist der Winkel des Kraftvektors einfach zu bestimmen und die Ausrichtung der Schneidkante bzw. des Spanwinkels kann leicht angepasst werden. Die Messung hingegen ermöglicht die Erfassung der realen Kräfte einschließlich der Massenträgheitskräfte, wobei die Schnittgeschwindigkeit bzw. Betriebsfrequenz eine große Rolle spielt, ebenso der Vorschub, der in der 2D-Simulation nicht abgebildet werden kann. Des Weiteren wurde die Umformenergie berechnet, die bei der Bearbeitung durch den Werkstoff dissipiert wird.

6.4.1 Messung der Prozesskräfte

Die Prozesskräfte beim Hämmern und vibrationsunterstützten Drehen unterliegen dynamischen Schwankungen, die zum einen auf die periodische Veränderung der effektiven Schnittgeschwindigkeit und Schnitttiefe, sowie Hämmerkräfte während des Prozesses zurückzuführen sind. Zum anderen rufen die Massenträgheit und die Anregung der gesamten Werkzeugstruktur zusätzliche Trägheitskräfte hervor, die dieser überlagert sind. In Abbildung 6-29 werden der zeitlich synchronisierte gemittelte (TSA) Kraftverlauf sowie die Werkzeugauslenkung exemplarisch dargestellt. Während die Kräfte durch das Hämmern eine ausgeprägte Schwingung aufweisen, sind deutlich weniger unerwünschte Schwingungen in der Auslenkung zu identifizieren. Zur quantitativen Bewertung des dynamischen Kraftverlaufs können der arithmetische Mittelwert und die Extremwerte als Kennzahlen herangezogen werden. Nachfolgend ist der Einfluss der Prozessstellgrößen Schnittgeschwindigkeit v_c , Vorschub f_c und Hämmerhub a_H auf die Prozesskräfte beim Hämmern und vibrationsunterstützten Drehen dargestellt.

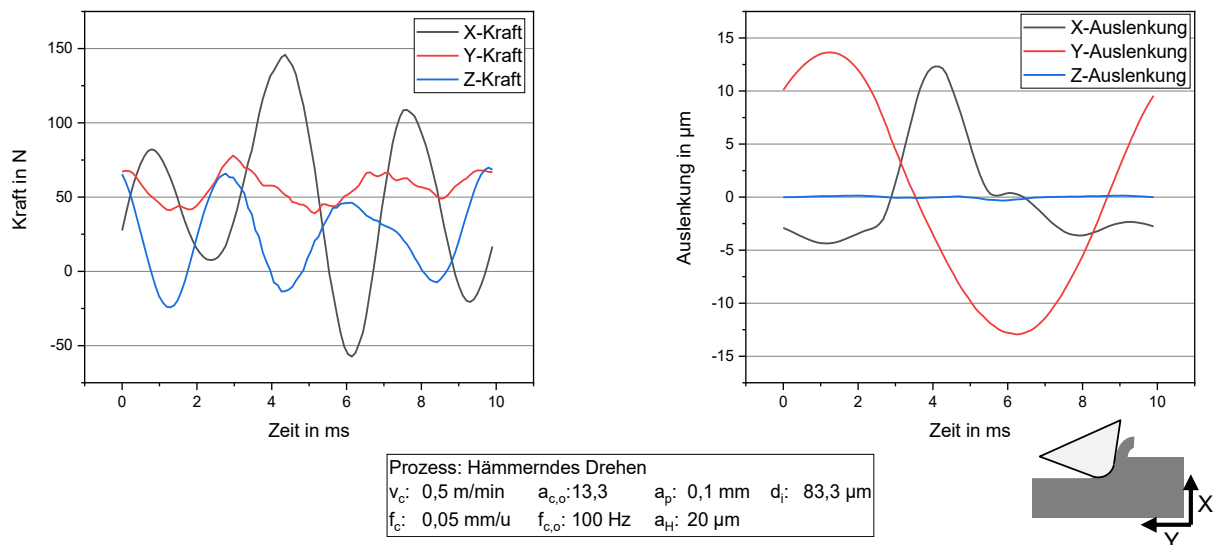


Abbildung 6-29: Exemplarischer Kraftverlauf und Werkzeugauslenkung

6.4.1.1 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c auf die Kennzahlen des Maximal- und Minimalwerts, sowie des Mittelwerts aller drei Kraftkomponenten ist in Abbildung 6-30 dargestellt. Bei allen Kraftkomponenten der vibrationsunterstützten Prozesse sind hohe dynamische Kräfte an den großen Maximal- und Minimalwerten zu erkennen, welche stark mit der Schnittgeschwindigkeit bzw. Betriebsfrequenz ansteigen. Der Verlauf der negativen und positiven Werte ist nahezu symmetrisch um den Mittelwert, was nahelegt, dass diese stark durch die Massenträgheitskräfte dominiert werden, die physikalisch bedingt symmetrisch auftreten. Für das Drehen liegen fast keine Unterschiede zwischen den Minimal- und Maximalwerten vor, was für den kontinuierlichen Prozess zu erwarten ist. Für die X-Kraft in Hämmerrichtung werden bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 1$ m/min die geringsten Beträge der Spitzenkräfte für das Hämmern des Drehen als auch für das vibrationsunterstützte Drehen gemessen. In Y-Richtung, der Schnittrichtung, steigt der Betrag der Kräfte mit der Schnittgeschwindigkeit an. Diese Entwicklung ist besonders für das vibrationsunterstützte Drehen nicht erwartungsgemäß, da in dieser Richtung keine aktiv angeregte Bewegungskomponente vorliegt, aber dennoch nahezu die gleichen Kräfte wie beim Hämmern des Drehen auftreten. Nur bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 1$ m/min sind diese etwas geringer. Da in dieser Richtung auch keine größere Auslenkung durch das Wegmesssystem erfasst wird, muss die Kraft aus übertragenen Schwingungen in diese Richtung verursacht werden. Bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 2$ m/min treten sehr hohe Kräfte auf. Da dieser

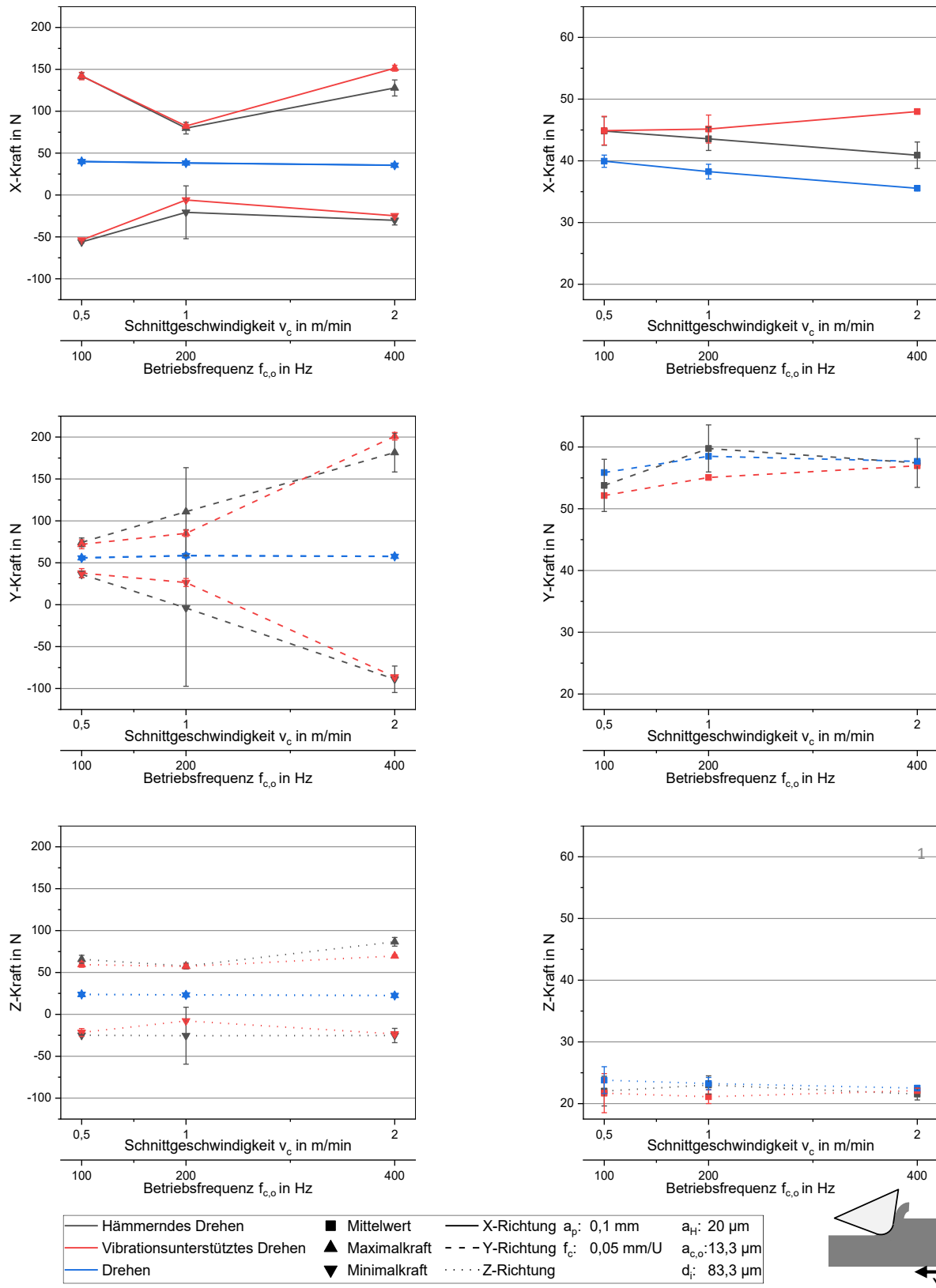


Abbildung 6-30: Maximale und minimale Kraftkomponenten sowie deren Mittelwerte in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit v_c

Anstieg beim Drehen nicht vorhanden ist, kann dies auf die hohe Betriebsfrequenz $f_{c,o} = 400$ Hz zurückgeführt werden, bei der die erste Eigenfrequenz angeregt wird. Für die Z-Kraft in Vorschubrichtung ist die Schnittgeschwindigkeit von untergeordneter Bedeutung für alle drei Prozesse. Allerdings ist auch hier eine deutliche Spanne zwischen den negativen und positiven Werten bei den vibrationsunterstützten Prozessen zu erkennen. Dies lässt darauf schließen, dass die Schwingungen auch in der Z-Achse überlagert werden, die den Kraftanstieg verursachen. Die Auswertung der Extremwerte der Kräfte ist daher nur bedingt aussagekräftig für die Beurteilung der Prozesskräfte. Da diese symmetrisch auftreten, können diese über eine zeitliche Mittelung gefiltert werden. Bei der Betrachtung der arithmetischen Mittelwerte in Abbildung 6-30 mitteln sich die Spitzenwerte aus und es wird deutlich, um welchen Wert diese pendeln. Für die X-Kraft in Hämmerrichtung nehmen mit der Schnittgeschwindigkeit die Werte für das Drehen und Hämmernde Drehen ab, nur für das vibrationsunterstützte Drehen ist ein Anstieg erkennbar. Das Hämmernde Drehen weist demnach eher den Verlauf des Drehens bei konstanter Schnitttiefe auf, während beim vibrationsunterstützten Drehen die periodische Erhöhung der Schnitttiefe zu einem Anstieg mit der Schnittgeschwindigkeit führen könnte. Die überlagerten Hämmerhübe der beiden vibrationsunterstützten Prozesse führen im Mittel zu einem Anstieg der X-Kräfte gegenüber dem Drehen.

6.4.1.2 Einfluss des Vorschubs

Der Vorschub f_c ist prozessunabhängig ein wesentlicher Einflussfaktor auf die Prozesskräfte aller Raumrichtungen, wie Abbildung 6-31 zeigt. Mit größerem Vorschub nimmt jede Kraftkomponente zu, wobei der Zusammenhang annähernd linear verläuft und die größte Steigung bei der Y-Komponente in Schnittrichtung und die geringste in Vorschubrichtung Z vorliegt. Mit dem Vorschub nehmen auch die maximalen und minimalen Kraftkomponenten zu, wobei die Spanne zwischen den Spitzenwerten kaum beeinflusst wird. Dies zeigt, dass die Kräfte stark durch die Massenträgheitskräfte überlagert und dominiert werden und nicht durch den Prozess selbst. Der Anstieg bei den maximalen Z-Kräften in Vorschubrichtung tritt bei den schwingungsunterstützten Prozessen kaum auf, bei den minimalen Kräften hingegen schon. Die Mittelwerte in X-Richtung zeigen durch die Hämmerhübe beim Hämmernden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen höhere Werte als für das Drehen, am ausgeprägtesten bei einem Vorschub $f_c = 0,025$ mm/U. Die größere Kontaktfläche mit dem Vorschub bedingt jedoch keinen exponentiellen Anstieg der Hämmerkräfte. Der starke Anstieg in Y-Richtung ist durch

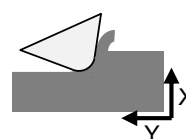
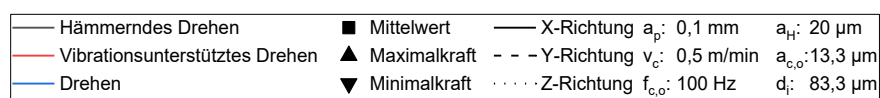
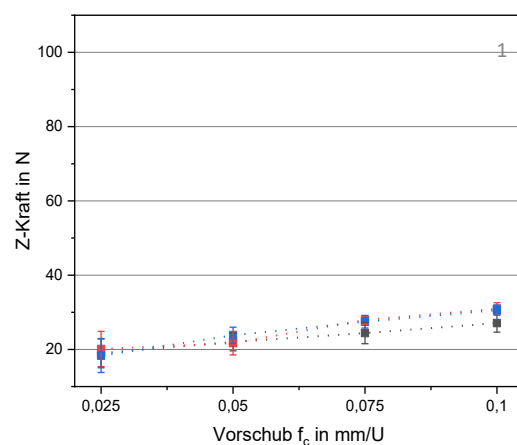
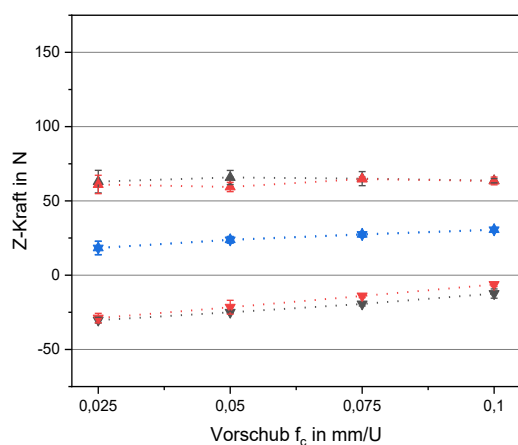
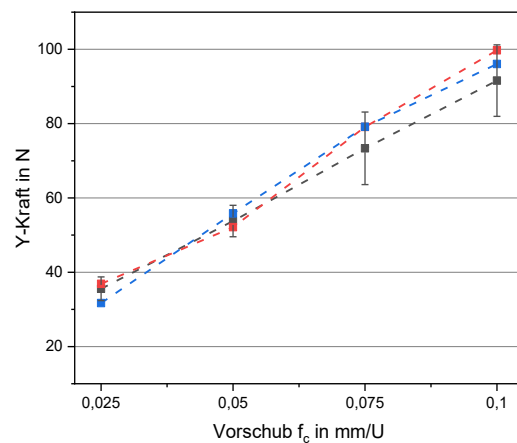
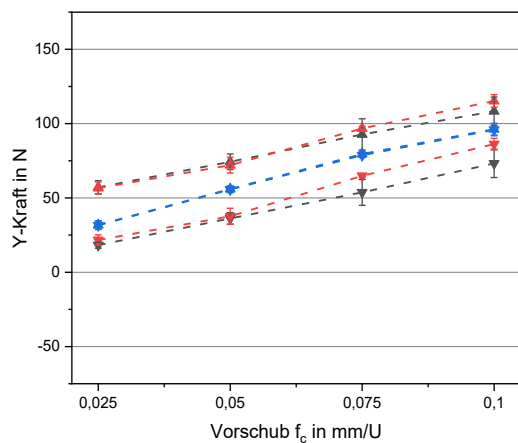
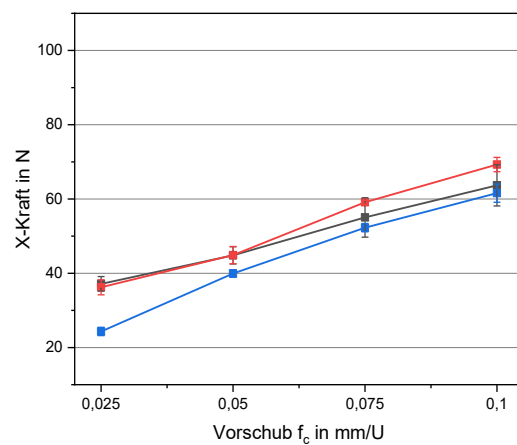
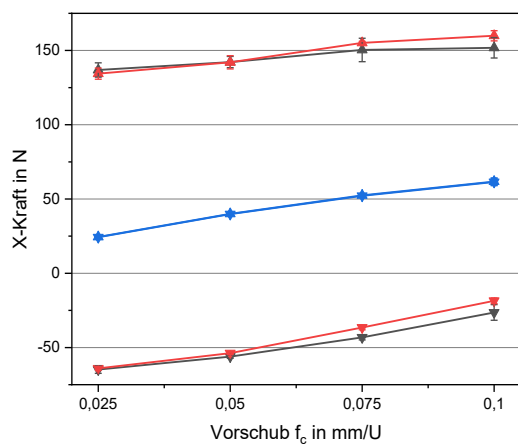


Abbildung 6-31: Maximale und minimale Kraftkomponenten sowie deren Mittelwerte in Abhängigkeit des Vorschubs f_c

den größeren Spanungsquerschnitt zu erwarten. Hierbei ist auch ein proportionaler Anstieg zu beobachten, der bei einer Verdopplung des Vorschubs auch annähernd zu einer Verdopplung der Kräfte führt.

6.4.1.3 Einfluss des Hämmerhubs

Die Größe des Hämmerhubs a_H stellt eine weitere Stellgröße der vibrationsunterstützten Prozesse dar, die Einfluss auf die Prozesskräfte nimmt. Die Spitzenwerte sowie der arithmetische Mittelwert der gemessenen Prozesskräfte sind in Abbildung 6-32 für diese dargestellt. Hinsichtlich der maximalen Kräfte ist für die X-Richtung ein Anstieg der Hämmerkräfte mit zunehmendem Hämmerhub zu erkennen. Der betragsmäßige Anstieg der minimalen Kräfte kann durch die höheren dynamischen Kräfte aufgrund der größeren Auslenkung erklärt werden. Die maximalen Kräfte unterscheiden sich für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen kaum, während für das Hämmernde Drehen geringere Minimalkräfte vorliegen. Das genannte Verhalten zeigt auch der Mittelwert der X-Kräfte, wobei hier das Maximum beider Prozesse für einen Hämmerhub $a_H = 20 \mu\text{m}$ auftritt. Dies entspricht nicht der Erwartung, nach der bei größerem Hämmerhub auch mit größeren X-Kräften zu rechnen ist. Dieses Maximum und geringere Kräfte beim Hämmernden Drehen liegen für alle Mittelwerte vor. Eine feinere Auflösung des Einflusses des Hämmerhubs a_H beim Hämmernden Drehen ist in Abbildung 6-33 dargestellt. Hier wird noch deutlicher, dass die Mittelwerte der Kraftkomponenten im Verhältnis zu den Spitzenwerten nur marginal beeinflusst werden und nahezu konstant bleiben. Die maximale bzw. minimale Kraft steigen jedoch deutlich vom Betrag an, für die X- und Z-Richtung ist dieser Anstieg annähernd linear.

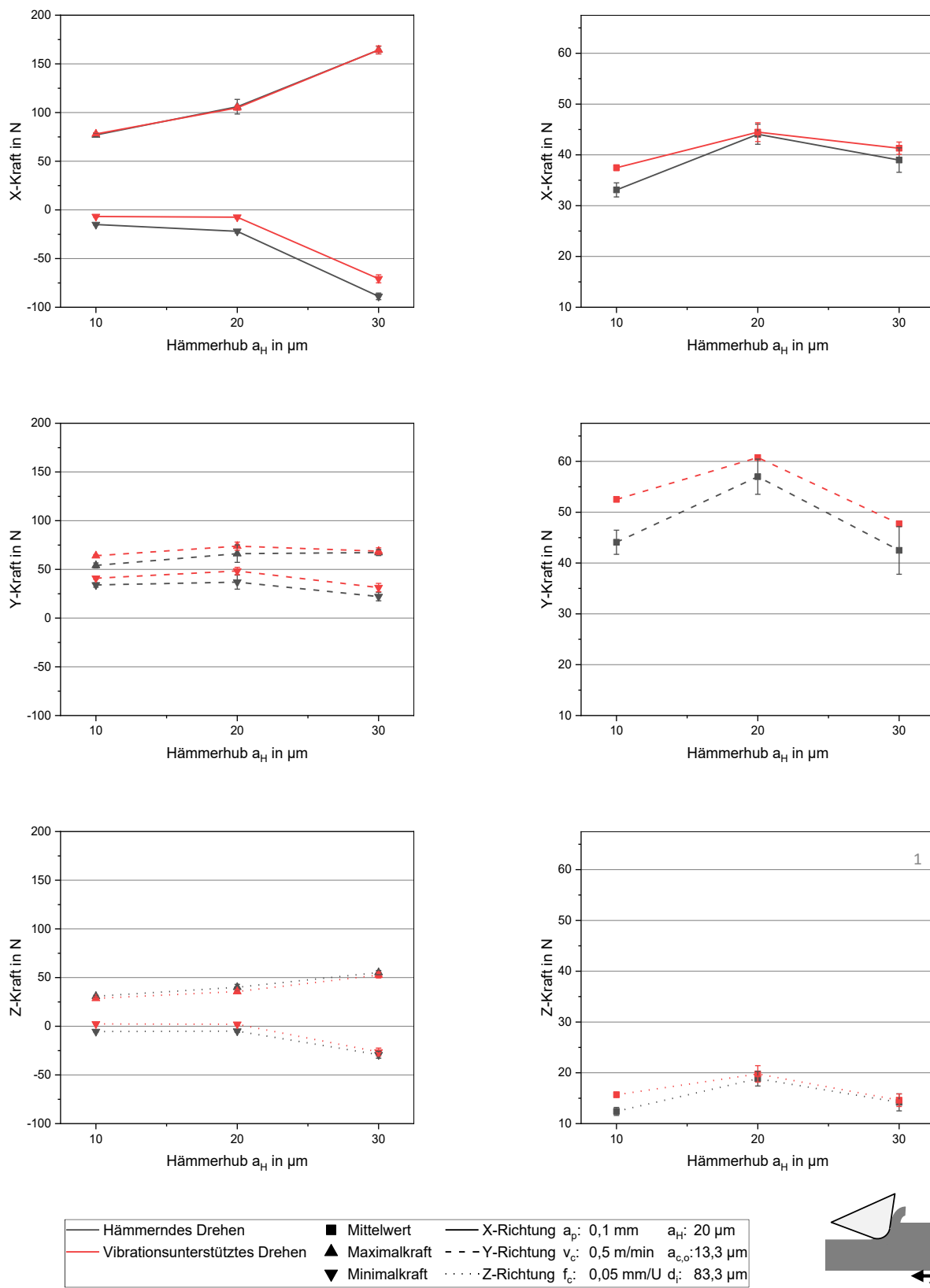


Abbildung 6-32 Maximale und minimale Kraftkomponenten sowie deren Mittelwerte in Abhängigkeit des Hämmerhubs a_H

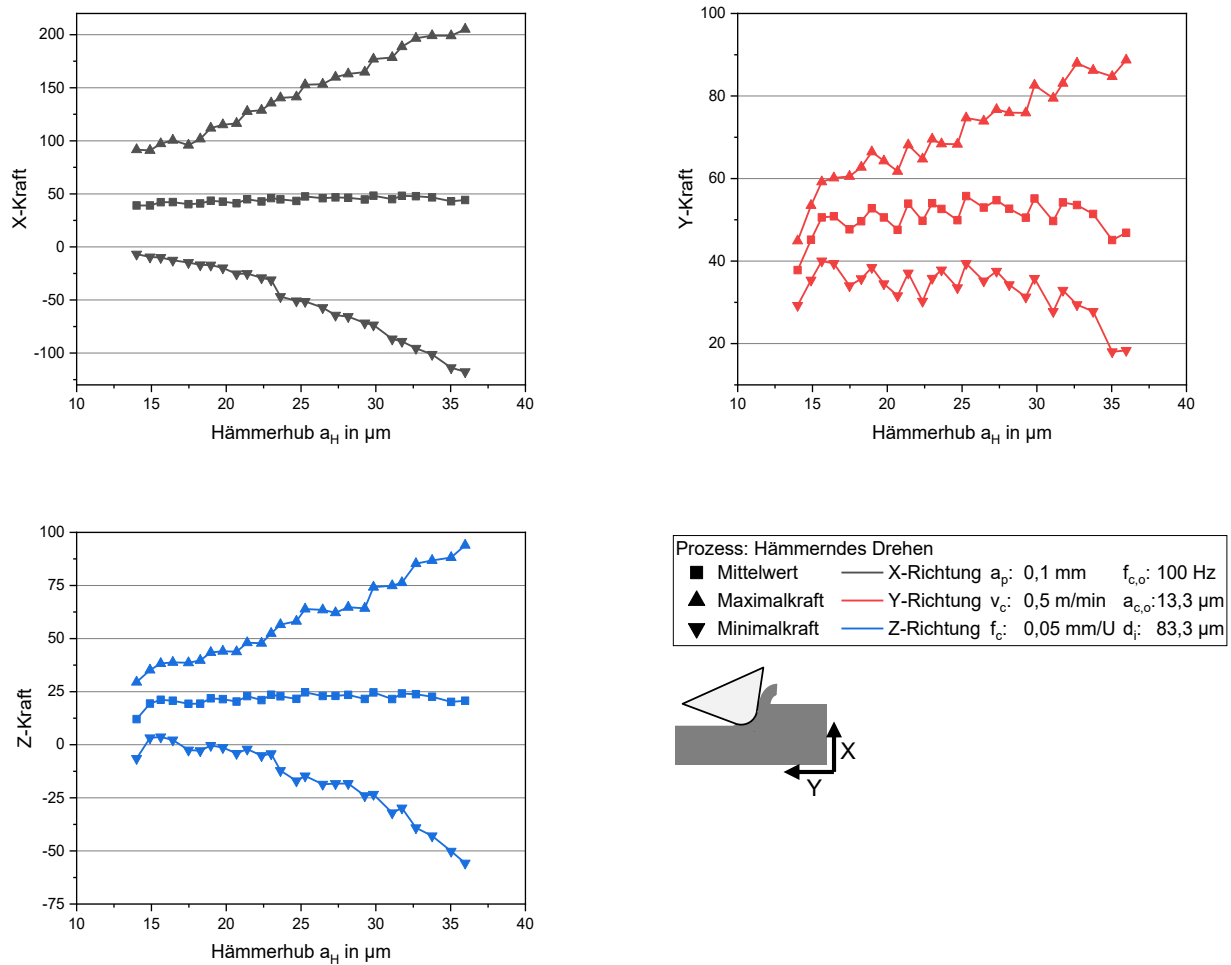


Abbildung 6-33: Maximale und minimale Kraftkomponenten sowie deren Mittelwerte in Abhängigkeit des Hämmerhubs a_H beim Hämmernden Drehen

6.4.2 Umformenergie

Die Wegmessung in Kombination mit der Kraftmessung ermöglicht die Berechnung der Umformenergie E_i . Diese Energie wird durch das piezoelektrische Werkzeugsystem zugeführt und in plastische Verformung des Werkstoffs und Erwärmung umgesetzt. In Abbildung 6-34 ist exemplarisch die berechnete Energie im Prozess dargestellt. Diese berechnet sich aus dem Kraftverlauf und der Werkzeugauslenkung:

$$E_i = \int_0^T F_i(t) * \frac{dx_i}{dt} dt \approx \sum_{t=0}^T \left(F_{i,t} * \frac{\Delta x_{i,t}}{\Delta t} \Delta t \right) = \sum_{t=0}^T (F_{i,t} * \Delta x_{i,t}) \quad 6-2$$

E_i = Umformenergie in Richtung i

$F_{i,t}$ = Gemessene Kraft in Richtung i zum Zeitpunkt t

$x_{i,t}$ = Gemessene Auslenkung in Richtung i zum Zeitpunkt t

Δt = Zeitschritt

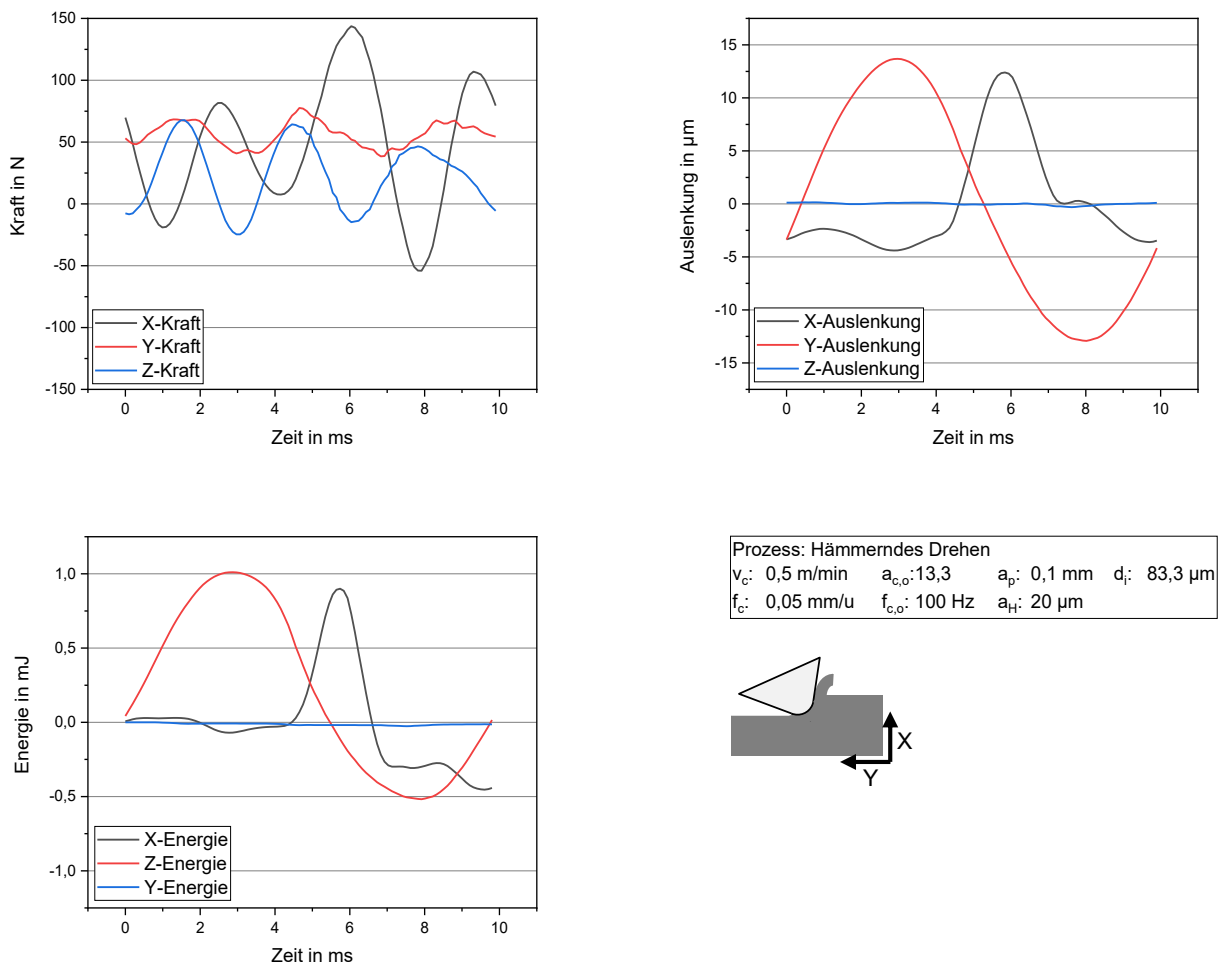


Abbildung 6-34: Exemplarische Berechnung der Umformenergie aus dem Kraftverlauf und Werkzeugauslenkung

Es ist jedoch zu beachten, dass diese Energie lediglich die durch das Werkzeugsystem eingebrachte Energie darstellt. Hinzu kommt die Energie, die durch die Rotation des Werkstücks durch die Spindel in Y-Richtung und durch den Vorschub in Z-Richtung eingebracht wird. Das vorliegende Beispiel demonstriert, wie die summierte Energie in der Z- und Y- Richtung nach einem Zyklus wieder Null wird und somit kein Energieeintrag erfolgt. Demgegenüber verbleibt die Energie in der X-Richtung bei einem negativen Wert, was impliziert, dass die Energie durch die plastische Verformung des Werkstoffs und Reibung dissipiert wurde.

6.4.2.1 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Die berechnete Energie, die in einem Schwingungszyklus dissipiert wird, ist in Abbildung 6-35 für alle drei Prozesse in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit v_c dargestellt. Bei Betrachtung des Drehens wird ersichtlich, dass durch das Werkzeugsystem

keine Energie eingebracht wird, da dieses auch keine aktive Auslenkung ausführt. Demgegenüber stehen die vibrationsunterstützten Prozesse, bei denen in der X-Richtung ein Energieeintrag durch die Hämmerkraft und die Auslenkung erfolgt. Bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 1 \text{ m/min}$ wurde die geringste Energie berechnet, insbesondere im Fall des vibrationsunterstützten Drehens. Bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 2 \text{ m/min}$ ist ein Anstieg der durch das Werkzeug aufgenommenen Y-Energie zu beobachten, der auf die starke Schwingung bei einer Betriebsfrequenz $f_{c,o} = 400 \text{ Hz}$ zurückzuführen ist. Da die Energiedissipation positiv ist, bedeutet dies, dass das Werkzeug hier Energie aus der Rotation des Werkstücks aufnimmt. Beim Hämmernden Drehen ist eine Zunahme der Y-Energie in Schnittrichtung zu beobachten, was aus den höheren Kräften bei gleichbleibender Auslenkung resultiert.

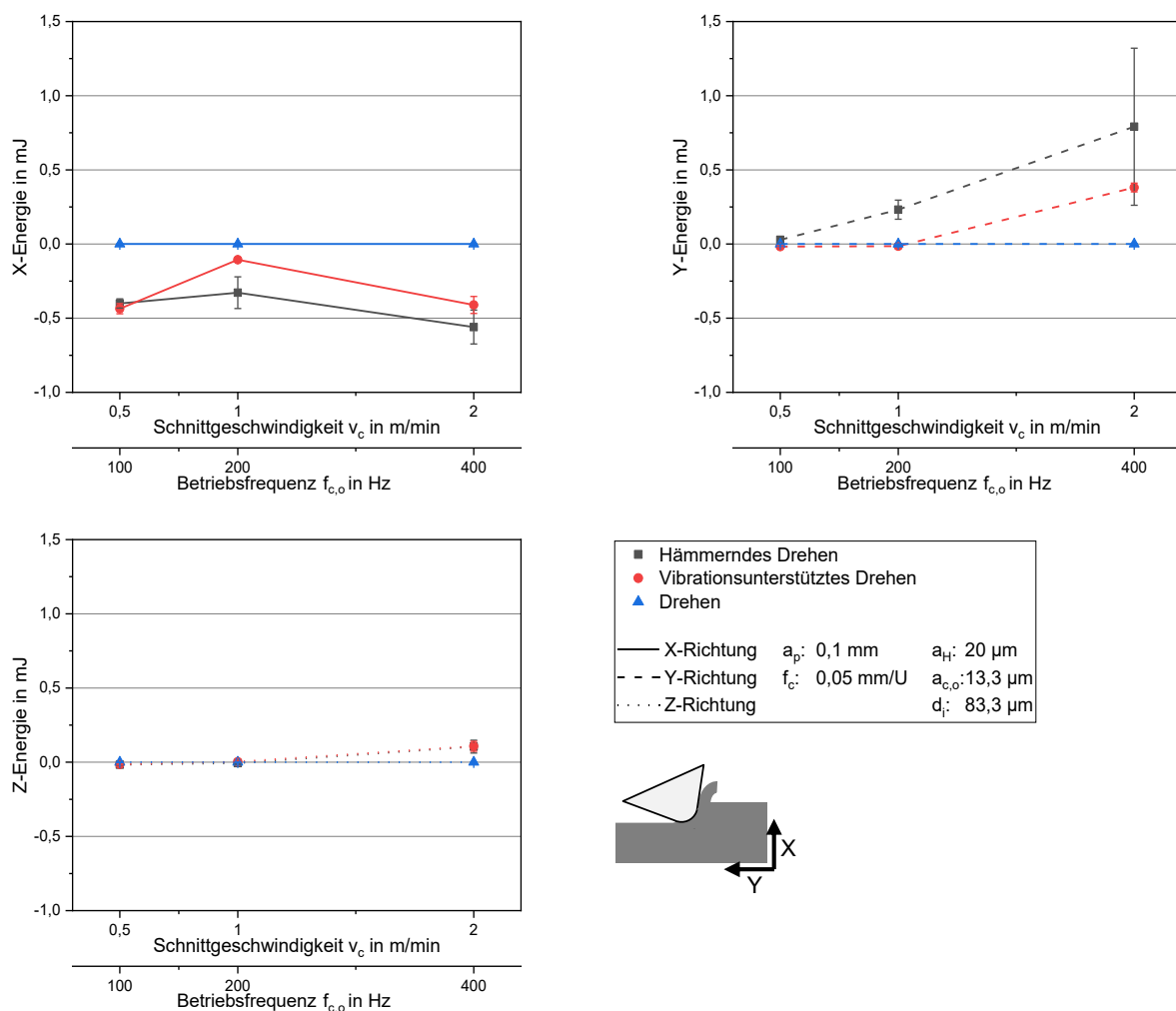


Abbildung 6-35: Umformenergie in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit v_c

6.4.2.2 Einfluss des Vorschubs

Die Auswertung der Umformenergie bei Variation des Vorschubs f_c bei konstanter Schnittgeschwindigkeit $v_c = 0,5 \text{ m/min}$ ist in Abbildung 6-36 dargestellt. Die Energie beim Drehen bewegt sich um Null, da keine Werkzeugauslenkung erfolgt, was ebenfalls für das vibrationsunterstützte Drehen in der Y-Richtung zutrifft. Beim Hämmern des Drehen hingegen ist der Einfluss des Vorschubs auf die dissipierte Y-Energie vorhanden, da die Kräfte bei konstanter Auslenkung ansteigen. Kräfte, die durch die elastische Verformung des Werkzeugsystems und des Werkstücks hervorgerufen werden, gehen nicht in die Berechnung ein, sondern nur die tatsächlich im Werkstoff eingebrachte dauerhafte plastische Verformung und Erwärmung. Daraus folgt, dass eine größere Umformenergie auf eine höhere durch die Prozesskraft hervorgerufene plastische Verformung hindeutet.

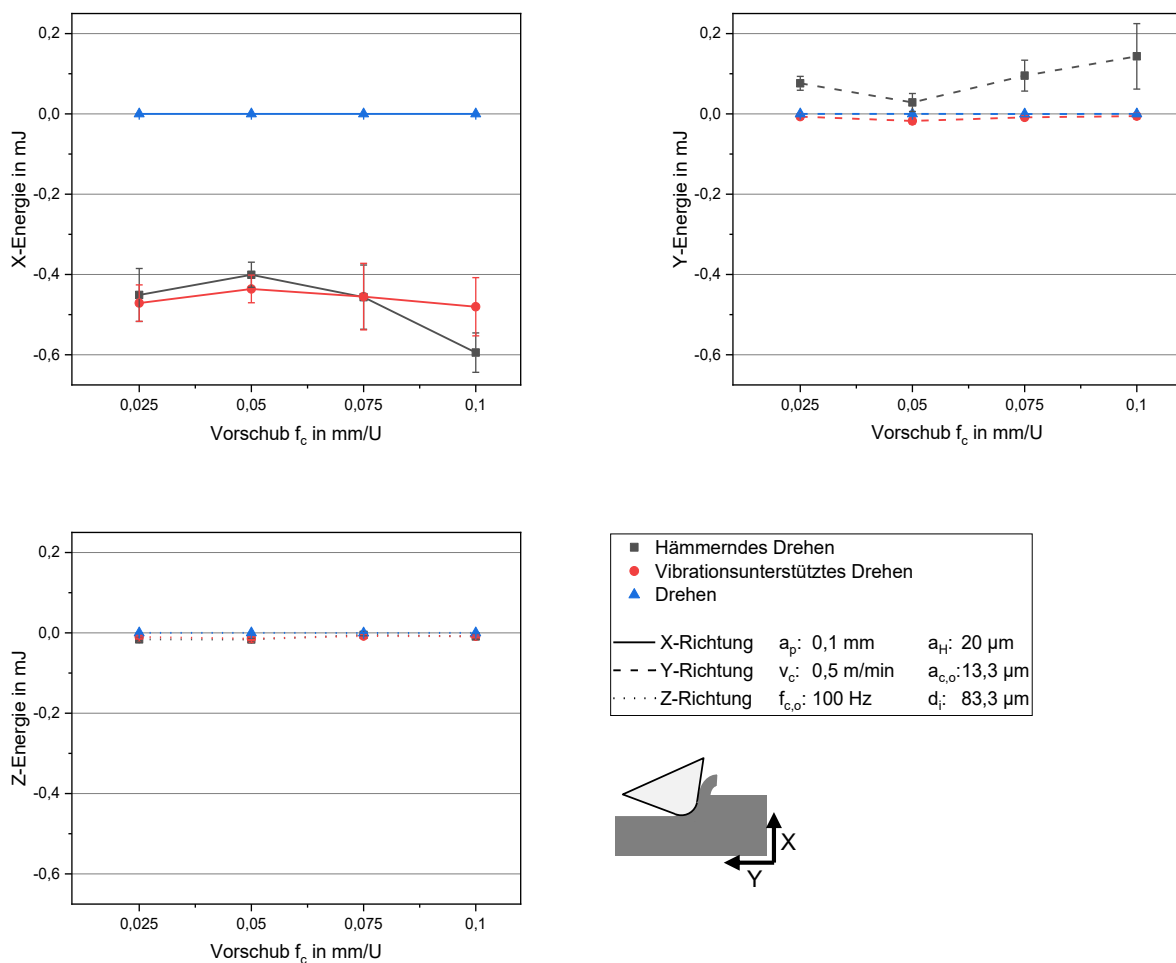


Abbildung 6-36: Umformenergie in Abhängigkeit des Vorschubs f_c

6.4.2.3 Einfluss des Hämmerhubs

In Abbildung 6-37 ist die Umformenergie für variierende Hämmerhübe a_H dargestellt. Die Dissipation der Z- und Y- Energie zeigt hier das bereits diskutierte Verhalten. Für die X- Richtung ergeben sich hier jedoch deutlich kleinere Beträge als bei der Untersuchung der anderen Stellgrößen. Da hier kleinste Messabweichungen durch die Integration eine große Fehlerfortpflanzung haben, kann dies darauf zurückzuführen sein. Auch dass die Umformenergie für das vibrationsunterstützte Drehen mit einem Hämmerhub $a_H = 30 \mu\text{m}$ deutlich abnimmt, ist wenig plausibel und auf Messunsicherheiten zurückzuführen.

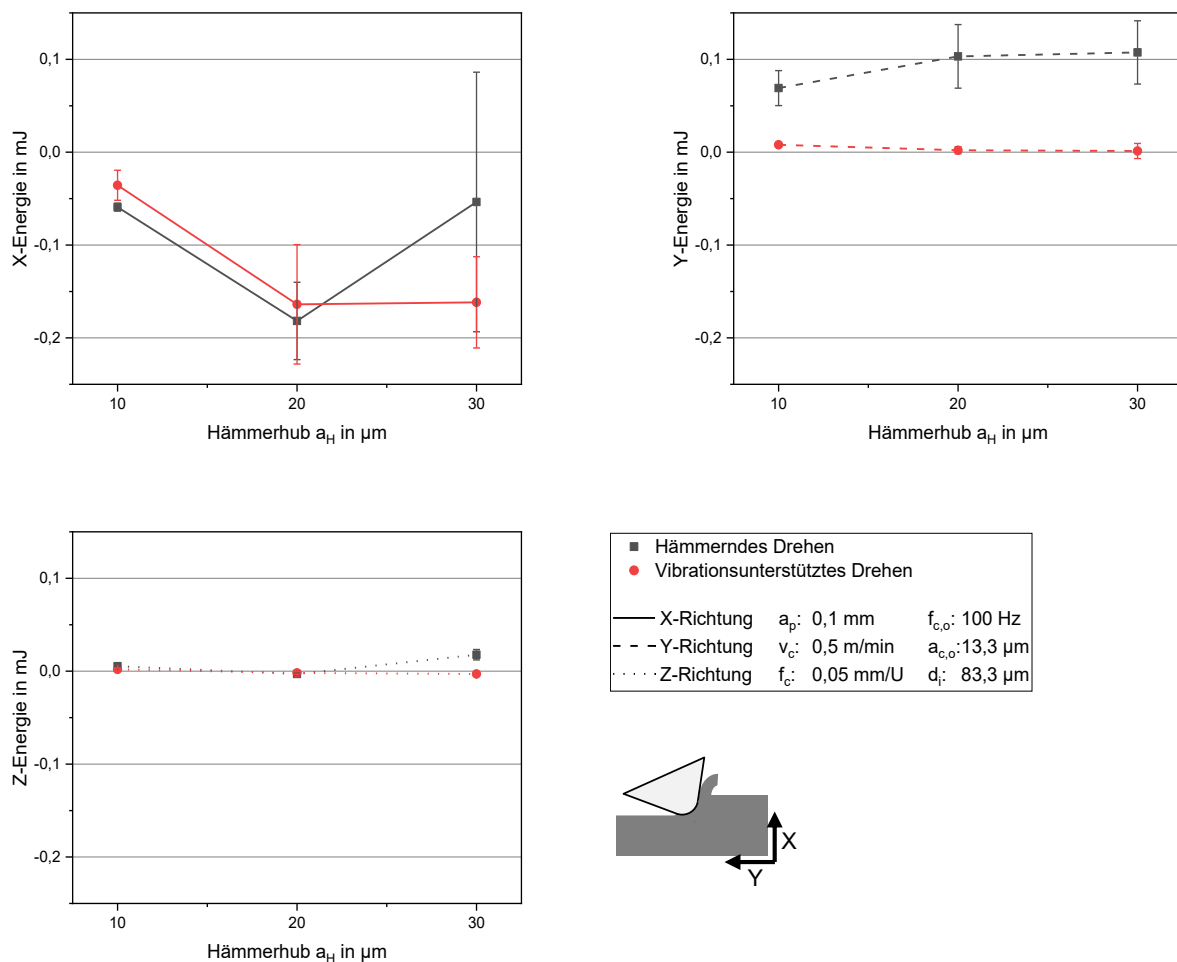


Abbildung 6-37: Umformenergie in Abhängigkeit des Hämmerhubs a_H

Eine feiner aufgelöste Auftragung der Umformenergie über den Hämmerhub a_H ist in Abbildung 6-38 für das Hämmernde Drehen gegeben. Hier zeigt die X-Richtung einen drastischen Anstieg der dissipierten Energie bei einem Hämmerhub $a_H > 30 \mu\text{m}$. In Y- und Z-Richtung wird die durch den Werkstoff aufgenommene Energie jedoch kaum durch die Größe des Hämmerhubs beeinflusst und bleibt nahezu konstant.

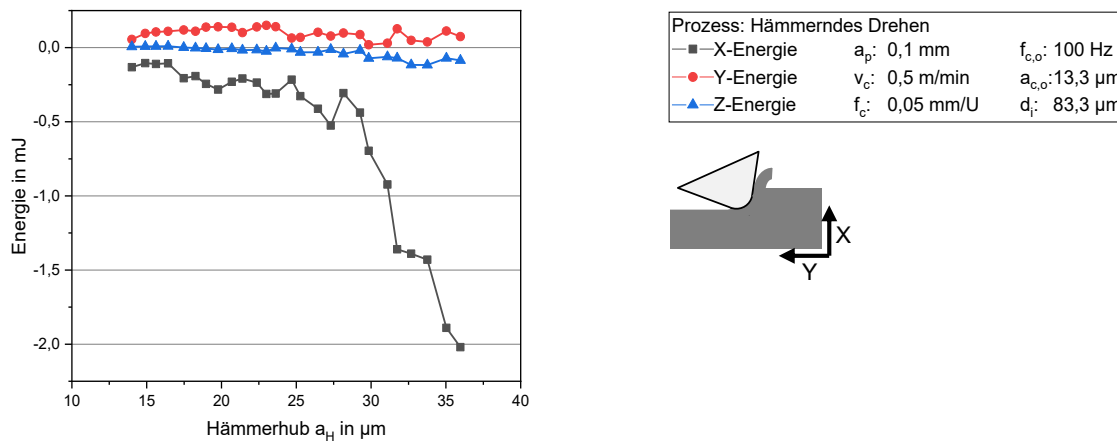


Abbildung 6-38: Umformenergie beim Hämmernden Drehen in Abhängigkeit des Hämmerhubs a_H

6.4.3 Zweidimensionale-FEM-Simulation

Eine FEM-Simulation, in der die Massenträgheitskräfte nicht berücksichtigt werden, ermöglicht die Analyse der tatsächlichen Prozesskräfte, die ausschließlich durch die Bearbeitung des Werkstoffs entstehen. In Abbildung 6-39 werden die simulierten Prozesskräfte in der 2D-FEM-Simulation für die Prozesse des Hämmernden Drehens, vibrationsunterstützten Drehens und Drehens dargestellt. Zusätzlich erfolgt in der Simulation die Betrachtung eines Drehens mit überlagerter Schwingung in Schnittrichtung. Die in X-Richtung wirkenden Kräfte, welche der Passiv- bzw. Hämmerkraft entsprechen, zeigen bei Einsätzen des Hämmerhubs einen Anstieg der Kraft beim vibrationsunterstützten Drehen und Hämmernden Drehen. Diese erreicht ihr Maximum zusammen mit dem Maximum des Hämmerhubs. Die Kraft ist hierbei höher für das Hämmernde Drehen, da keine zusätzliche Gleitgeschwindigkeit wie beim vibrationsunterstützten Drehen vorliegt. Die Rückzugsbewegung des Werkzeugs resultiert in einem sofortigen Abfall der Kraft, der steiler ist als der Verlauf des Hubs, es kommt somit folglich zu einem Abheben des Werkzeugs in X-Richtung. Der Kraftabfall verläuft beim Hämmernden Drehen bis auf Null, für das vibrationsunterstützte Drehen fällt der Wert sogar in den negativen

Bereich. Dieser Effekt ist auf die Reibung der Spanfläche am Span zurückzuführen. Während dem vibrationsunterstützten Drehen erfolgt keine Entlastung, wie dies beim Hämmernden Drehen durch die Entkoppelung der Fall ist, was in der Y-Kraft gut ersichtlich ist. Beim vibrationsunterstützten Drehen erreicht der negative Wert ein Maximum und verbleibt dann auf diesem Niveau, dies entspricht der Reibungskraft zwischen Spanfläche und Span, bei der es zu einem Gleiten kommt. Nach dem Ende des Hämmerhubs setzt die Zerspanung beim vibrationsunterstützten Drehen sofort wieder ein und die Kräfte steigen auf den Wert der Passivkraft beim Drehen. Beim Hämmernden Drehen hingegen steigt die Passivkraft erst wieder kontinuierlich an, wobei es in diesem Fall länger dauert, bis die Passivkraft des Drehens erreicht ist. Der Vorgang der Entkoppelung lässt sich auch bei Betrachtung des Drehens mit überlagerter Schwingung gut beobachten. So ist während des Nulldurchgangs der Schwingung und kurz danach ein geringer Abfall der Passivkraft zu beobachten. Die Y-Kräfte in Schnittrichtung weisen einen etwas komplizierteren Verlauf auf. Die reine Zerspanung beim Drehen resultiert in einer nahezu konstanten Schnittkraft. Auffällig ist der Unterschied zu den Kräften der anderen Prozesse in ihrer Ruhelage. Das Hämmernde Drehen weist niedrigere Kräfte auf, während das vibrationsunterstützte Drehen und die Zerspanung mit einer der Schnittrichtung überlagerten Schwingung höhere Kräfte aufweisen. Wird der Zerspanung eine Schwingung überlagert, so kommt es periodisch zu einem Abfall der Schnittkraft durch die reduzierte Schnittgeschwindigkeit. Obwohl die effektive Schnittgeschwindigkeit Null wird, fällt aufgrund des elastischen Verhaltens die Schnittkraft nicht auf Null ab. Deutlich wird, dass die Erhöhung der effektiven Schnittgeschwindigkeit in der Simulation kaum einen Einfluss auf die Schnittkraft und Passivkraft hat. Beim Hämmern führt der Einsatz des Hämmerhubs zunächst zu einer Verringerung der Schnittkraft, da der effektive Spanwinkel größer wird. Die vertikale Bewegung des Werkzeugs resultiert in einer Reduktion der Kraft, bis die maximale Auslenkung erreicht ist. Anschließend kommt es zu einem Kraftanstieg aufgrund der größeren Spanungsdicke. Bei der darauffolgenden Rückzugsbewegung des Werkzeugs fällt die Schnittkraft nochmals ab, bis sich das Werkzeug in der Ruhelage befindet. Die Schnittkraft steigt wieder an, bis sie den Ausgangspunkt erreicht. Die unterschiedlichen Kräfte in der Ruhelage des Werkzeugs können auf die unterschiedlichen Spandicken zurückgeführt werden, die auch in Abschnitt 6.5.4.2 diskutiert werden.

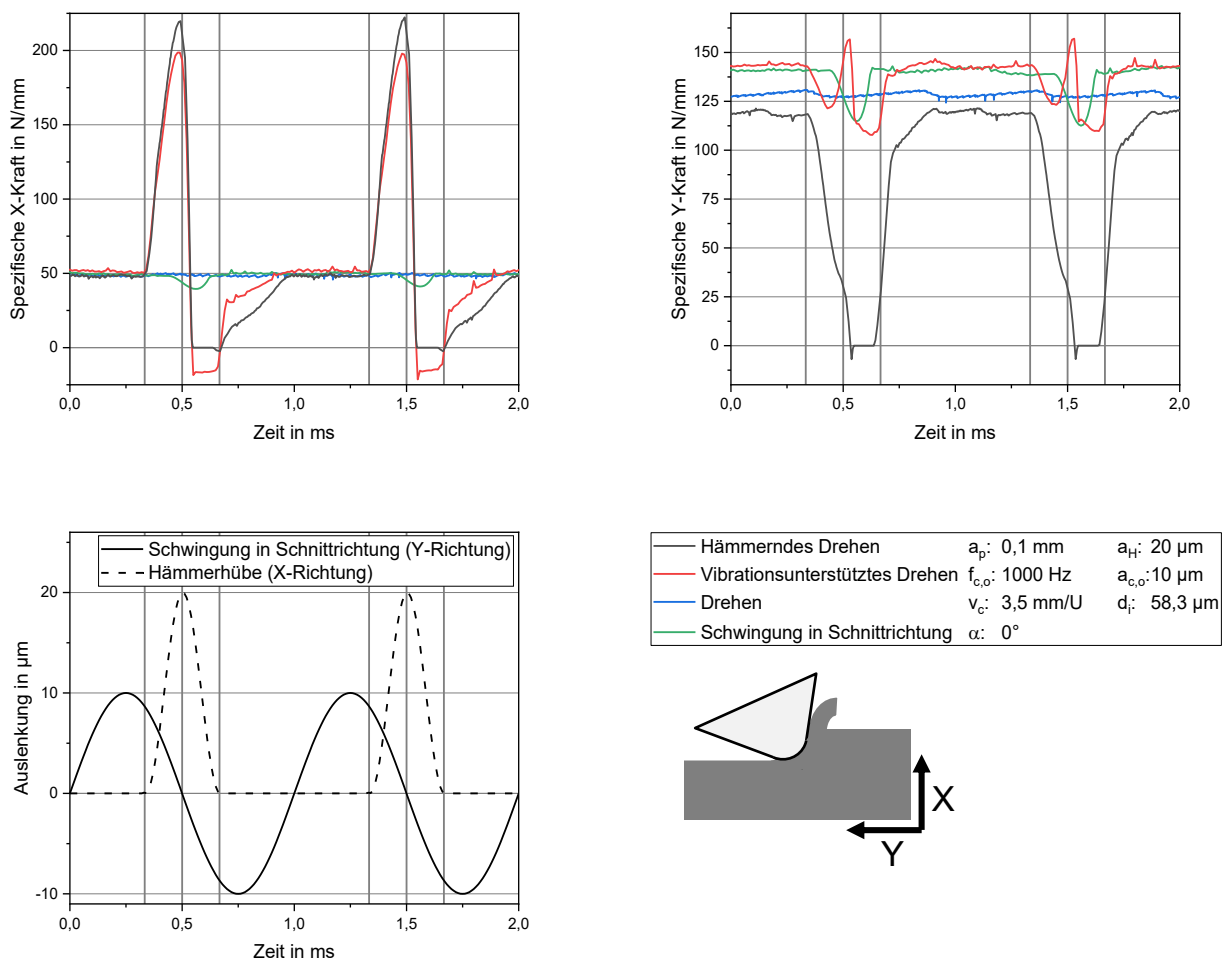


Abbildung 6-39: Simulierte Prozesskräfte in der 2D-FEM-Simulation für das Hämmernde Drehen, vibrationsunterstützte Drehen und Drehen sowie Drehen mit überlagerter Schwingung in Schnittrichtung

Winkel des Kraftvektors

Die vektorielle Darstellung der Kräfte ermöglicht es, den Winkel, unter dem die Kräfte auf die Bauteiloberfläche wirken, zu analysieren. In Abbildung 6-40 werden für das Hämmernde Drehen, vibrationsunterstützte Drehen, Drehen und Drehen mit überlagerter Schwingung in Schnittrichtung die Kraftverläufe aus der Simulation dargestellt. Die parametrisierte Auftragung der Kraftverläufe in Abbildung 6-40 a) zeigt sehr deutlich die Unterschiede zwischen den Prozessen. Während die Dynamik der X-Kräfte für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen vergleichbar ist, weist das Hämmernde Drehen eine höhere Dynamik der Y-Kräfte auf, erkennbar an der deutlichen Hysterese der parametrisierten Kurve. Dies geht auch mit einer hohen Dynamik des Winkels des Kraftvektors einher. Die beiden anderen Prozesse besitzen hingegen

weder in der X- noch Y-Kraft eine hohe Dynamik. In der parametrischen Auftragung gehen die Zeitinformationen verloren, so dass keine Aussage über den Zeitpunkt getroffen werden kann. Die Abbildung 6-40 b) zeigt die Entwicklung des Winkels und des Betrags der Kraftvektoren im Zeitbereich. Es wird ersichtlich, dass für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen der maximale Betrag der Vektoren sowie der maximale Winkel im Verlauf des Hämmerhubs auftreten. In dem spezifischen Bereich, in dem der Betrag des Vektors nahezu null ist, werden keine Winkel dargestellt, da diese singulär werden. Für das vibrationsunterstützte Drehen liegen die größeren Beträge der Kraftvektoren zu jedem Winkel vor, für das Hämmernde Drehen liegt aber die größere Winkelspanne und größere Winkelwerte vor. In der Abbildung 6-40 a) sind die Kraftvektoren für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen dargestellt, die die größten Beträge aufweisen. Es zeigt sich für das Hämmernde Drehen ein steilerer Vektor, als dies der Fall beim vibrationsunterstützten Drehen ist. Damit liegt die Richtung der Maximalkraft während des Hämmerhubs näher der Oberflächennormalen. Für das Hämmernde Drehen kann folglich durch die Entkoppelung der Zerspannung ein Zustand realisiert werden, bei dem die maximale Prozesskraft während eines Hämmerhubs nahezu senkrecht auf die Bauteiloberfläche wirkt. Zusammen mit der Bedingung, dass der Geschwindigkeitsvektor Null wird, wie in 4.1.2 beschrieben, sind die optimalen Voraussetzungen für die Einbringung von Druckeigenspannungen unter dem Mechanismus der Hertzschen Pressung gegeben, da nur geringe Tangentialkräfte vorliegen, die eine Streckung der Oberfläche zur Folge hätten. Dem Gegenüber liegt während eines Hämmerhubs beim vibrationsunterstützten Drehen ein signifikanter tangentialer Anteil der maximalen Prozesskraft vor, der eine erhebliche Streckung der Oberfläche zur Folge hat.

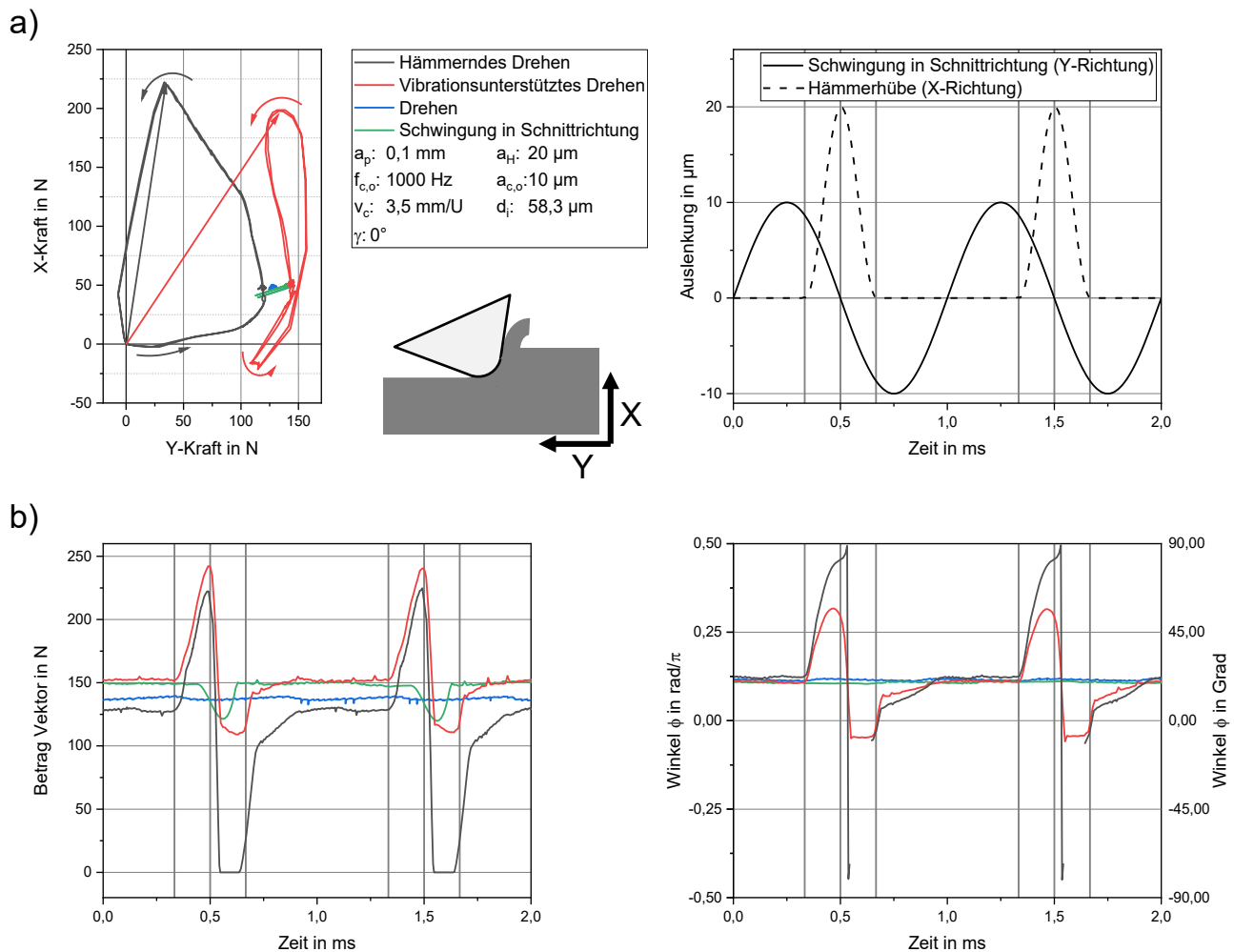


Abbildung 6-40: Parametrisierte Darstellung der Kraftverläufe aus der 2D-FEM-Simulation a), Winkel und Betrag der Kraftvektoren im Zeitbereich b)

Einfluss des Spanwinkels

Mit Hilfe der Simulation wurde auch der Einfluss eines positiven sowie negativen Spanwinkels untersucht. In Abbildung 6-41 sind die berechneten Spitzenwerte sowie der Mittelwert für die Prozesse dargestellt. Für die X-Kraft in Hämmerichtung ist zu erkennen, dass bei den beiden vibrationsunterstützten Prozessen die maximale Hämmerkraft mit zunehmendem Spanwinkel exponentiell ansteigt. Dies lässt sich durch die Vergrößerung der Kontaktfläche bei einem Hämmerhub infolge der Verringerung des Freiwinkels erklären. Die Abnahme bzw. betragsmäßige Zunahme der minimalen Kraft in den negativen Bereich kann dadurch erklärt werden, dass beim Rückhub des Werkzeugs höhere Kräfte zwischen der Spanfläche und dem Span auftreten. So liegen die Minimalwerte bei negativem Spanwinkel nahe Null, bei positivem Spanwinkel fallen sie deutlich ab, da beim Rückhub geometrisch bedingt noch eine Materialverdrängung in

den Span erfolgen muss d.h. das Werkzeug aus dem Bauteil gezogen werden muss. Dies ist für das vibrationsunterstützte Drehen entsprechend stärker ausgeprägt, wie schon in der Betrachtung der Kräfte diskutiert. Die Mittelwerte der X-Kräfte weisen einen Abfall mit dem Spanwinkel auf, wobei dieser beim Drehen und vibrationsunterstützten Drehen größer ist. Beim Hämmernden Drehen ist dieser kaum ausgeprägt, was darauf hindeutet, dass in diese Richtung normal zur Oberfläche kein typischer Charakter der Zerspanung vorliegt, wie dies beim vibrationsunterstützten Drehen der Fall ist, sondern die Kraft durch die Hämmerkräfte dominiert wird. Die Spitzenwerte der Schnittkraft in Y-Richtung zeigen bei allen Prozessen einen leichten Abfall mit dem Spanwinkel. Deutlich wird aber auch die hohe Dynamik der Kräfte beim Hämmernden Drehen, da hier die Minimalwerte um Null oder darunter liegen, während sie beim vibrationsunterstützten Drehen deutlich größer sind. Für das Hämmernde Drehen liegen die maximalen Werte in ähnlicher Höhe wie die Werte beim Drehen. Dies zeigt, dass beim Hämmernden Drehen in Schnittrichtung ein spanender Charakter vorliegt, der definiert ist von einer Zerspanung gefolgt von einer Unterbrechung. Beim vibrationsunterstützten Drehen führt die periodische Erhöhung der Schnitttiefe zu einem Anstieg der Maximalkraft über die maximalen Werte beim Drehen. Diese Effekte zeigen sich auch deutlich im Mittelwert der Y-Kräfte, bei denen die geringsten Kräfte für das Hämmernde Drehen vorliegen, während Drehen und vibrationsunterstütztes Drehen ähnliche Werte aufweisen. Beim Hämmernden Drehen kommt es im Vergleich zum Drehen durch die Entkopplung der Zerspannung zu einer deutlichen Abnahme der Schnittkräfte in Y-Richtung, während die Kräfte in X-Richtung durch die Hämmerhübe deutlich zunehmen. Das vibrationsunterstützten Drehen hingegen folgt tendenziell in den Mittelwerten der Charakteristik des Drehens.

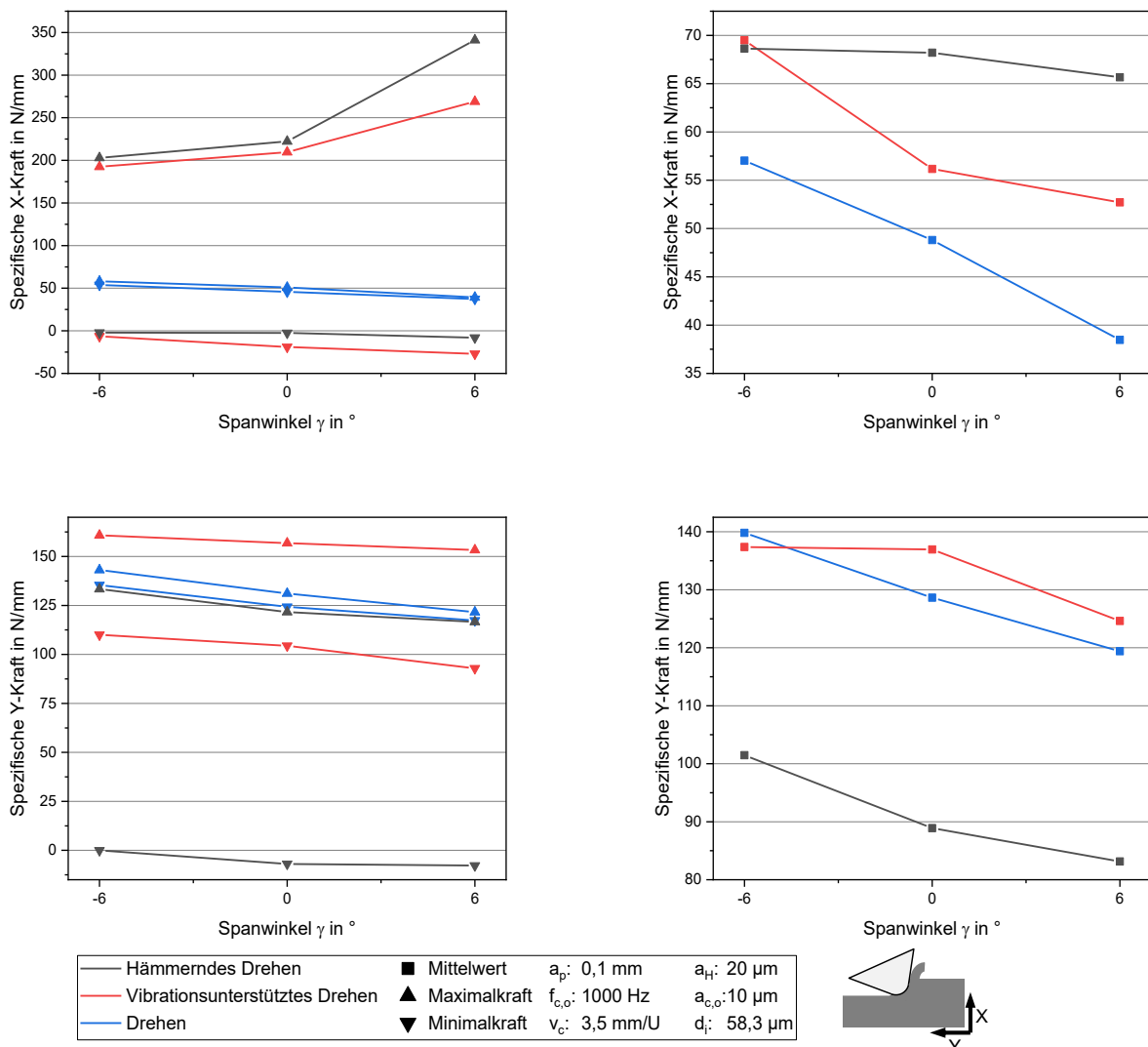


Abbildung 6-41: Einfluss des Spanwinkels γ auf die Spitzenwerte und den Mittelwert der Kräfte beim Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen und Drehen

6.4.4 Diskussion und Zusammenfassung der Prozesskräfte

Durch die Kombination der Ergebnisse aus der 2D-FEM-Simulation und den experimentellen Messungen konnte ein Verständnis der beim Hämmernden Drehen auftretenden Kräfte gewonnen werden, indem die Vorteile beider Methoden optimal genutzt wurden. Die 2D-FEM-Simulation erlaubt die Berechnung der tatsächlichen Prozesskräfte, die durch die plastische Verformung des Werkstoffs entstehen. Dabei können alle Störgrößen wie die Masse des Werkzeugsystems, die zu dynamischen Kräften führt, oder geringe Steifigkeiten eliminiert werden. Die Simulation zeigt, dass die Kraftverläufe des Hämmernden Drehens und des vibrationsunterstützten Drehens in Hämmerrichtung sehr ähnlich sind, sowohl was deren Charakter als auch die Werte betrifft.

Dies ist zu erwarten, da die Form des Hämmerhubes bei beiden Prozessen identisch ist. In Schnittrichtung ergeben sich jedoch unterschiedliche Kraftverläufe. Die Entkopplung durch die überlagerte Schwingung reduziert die Schnittkräfte beim Hämmernden Drehen erheblich. Beim vibrationsunterstützten Drehen hingegen führt der Hämmerhub zu einer Erhöhung der Schnittkräfte. Im Allgemeinen ist die Schnittkraft beim vibrationsunterstützten Drehen größer. Die simulative Untersuchung der Werkzeugorientierung zeigt, dass eine Erhöhung des Spanwinkels von $\gamma = -6^\circ$ auf $\gamma = 6^\circ$ zu einem exponentiellen Anstieg der maximalen Hämmerkräfte bei beiden vibrationsunterstützten Verfahren führt. Beim Hämmernden Drehen reduziert sich der Mittelwert nur geringfügig, während dieser beim Drehen und vibrationsunterstützten Drehen deutlich sinkt. Dies lässt darauf schließen, dass das Hämmernde Drehen stärker durch die Kräfte des Hämmerhubs dominiert wird und weniger durch die Passivkraft der Zerspanung. Der Mittelwert der X-Kräfte des Hämmernden Drehens bei einem Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$ ist um 21,4 % höher als beim vibrationsunterstützten Drehen, wohingegen bei einem Spanwinkel $\gamma = -6^\circ$ ähnliche Werte vorliegen. Dies bestätigt die Vermutung, dass das Hämmernde Drehen von der Hämmerkraft und nicht von der Passivkraft dominiert wird, da bei einem Spanwinkel $\gamma = -6^\circ$ die maximale Hämmerkraft etwas abnimmt, wohingegen der Mittelwert der Kraft beim Drehen und vibrationsunterstützten Drehen deutlich zunimmt. Die maximalen Schnittkräfte sind bei allen drei Prozessen von gleicher Größenordnung. Beim Hämmernden Drehen fallen die minimalen Schnittkräfte jedoch auf Null ab, während sie beim vibrationsunterstützten Drehen deutlich größer sind. Dies belegt, dass die Entkopplung durch die überlagerte Schwingung im gesamten Winkelbereich des Spanwinkels von -6° bis 6° wirksam ist. Im Mittelwert ist die Schnittkraft bei einem Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$ beim Hämmernden Drehen deutlich kleiner und beträgt nur 69,1 % des Mittelwertes beim vibrationsunterstützten Drehen und 64,9 % des Drehens. Die parametrisierte Auftragung der Prozesskräfte zeigt den Winkel an, unter dem die Prozesskräfte auf das Bauteil wirken. Beim Hämmernden Drehen ist hier eine nahezu senkrechte Krafteinleitung mit einem maximalen Winkel von $\Phi = 1,4 \text{ rad} / 80,2^\circ$ möglich, während beim vibrationsunterstützten Drehen nur maximal $\Phi = 0,92 \text{ rad} / 52,7^\circ$ erreicht werden. Das Hämmernde Drehen kann folglich einen größeren Anteil der plastischen Verformung unter rein senkrechter Krafteinwirkung in den Werkstoff einbringen als das vibrationsunterstützte Drehen. Zusammen mit der Bedingung, dass der Geschwindigkeitsvektor Null wird, wie in Abschnitt 4.1.2 beschrieben, sind die optimalen Voraussetzungen für die Einbringung von Druckeigenspannungen unter dem Mechanismus der

Hertzschen Pressung gegeben, da nur geringe Tangentialkräfte vorliegen, die eine Streckung der Oberfläche zur Folge hätten. Dem Gegenüber liegt während eines Hämmerhubs beim vibrationsunterstützten Drehen ein signifikanter tangentialer Anteil der maximalen Prozesskraft vor, der eine erhebliche Streckung der Oberfläche zur Folge hat. Dies zeigen auch die Eigenspannungsverläufe in Abschnitt 6.5.4, bei denen das Hämmernde Drehen Verläufe aufweist, die mehr den Charakter von Eigenspannungen haben, die durch Hertzsche Pressung erzeugt werden, als durch Streckung der Oberfläche. Beim vibrationsunterstützten Drehen ist die Streckung der Oberfläche stärker ausgeprägt. Die Auswertung der Beträge der Kraftvektoren zeigt, dass diese zu jedem Zeitpunkt beim vibrationsunterstützten Drehen größer sind. Die 2D-FEM-Simulation erlaubt naturgemäß nur die Darstellung eines orthogonalen Schnittes der vibrationsunterstützten Zerspanung. Bei den untersuchten Prozessen handelt es sich jedoch um das Außenlängsdrehen, welches auch die dritte Dimension aufweist, weshalb die simulativen Ergebnisse nur qualitativ und nicht quantitativ bewertet werden können. Die Untersuchung der Prozesskräfte für den dreidimensionalen Fall erfolgte daher experimentell, wobei sowohl der Einfluss des Vorschubs als auch der Schnittgeschwindigkeit untersucht wurden. Bei der Schnittgeschwindigkeit ergibt sich der Einfluss auf die Prozesskräfte vor allem bei hohen Betriebsfrequenzen des piezoelektrischen Werkzeugsystems, die zu hohen Massenträgheitskräften und Strukturanregungen führen. Die Auswertung der Messungen zeigt, dass die Kraftmessung stark von unerwünschten Schwingungen überlagert wird. In der Messung der Auslenkungen sind jedoch keine übermäßigen Schwingungen zu finden. Es ist davon auszugehen, dass diese Schwingungen nicht durch den Werkzeug-Werkstück-Kontakt hervorgerufen werden, sondern in der langen Messkette vom Werkzeug über das Festkörpergelenk, die Piezoaktuatoren, den Stahlrahmen bis hin zum Mehrkomponentendynamometer entstehen. Dies ist vor allem beim vibrationsunterstützten Drehen mit hoher Betriebsfrequenz $f_{c,o} > 200$ Hz zu beobachten. Obwohl in diesem Fall keine aktive Anregung der Achse erfolgt, ist ein starker betragsmäßiger Anstieg der Maximalkräfte und Minimalkräfte zu beobachten. Diese Schwingungen werden bei der Berechnung des arithmetischen Mittelwertes gefiltert, um bessere Aussagen über die Kräfte treffen zu können. So zeigen die Mittelwerte der Messungen bei der Untersuchung der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubs, dass bei den vibrationsunterstützten Prozessen im Mittel höhere Kräfte in Hämmer- bzw. Passivrichtung auftreten als beim Drehen. Dies deckt sich soweit mit der Simulation, allerdings zeigt die Simulation auch, dass die höchsten Mittelwerte beim

Hämmernden Drehen auftreten, was nicht mit den Messungen übereinstimmt, bei denen die höchsten Mittelwerte unabhängig von der Stellgröße beim vibrationsunterstützten Drehen auftreten. Bei den Maximalkräften in Hämmerichtung liegen ähnliche Werte für das vibrationsunterstützte Drehen und Drehen vor, was auch die Simulation zeigt. Der größte Unterschied zwischen Simulation und Messung liegt in den stark negativen Minimalwerten. In der Simulation treten zwar auch negative Werte auf, die durch Reibung an der Spanfläche entstehen können, diese sind jedoch um ein Vielfaches geringer. Die stark negativen Werte müssen auf Massenträgheit zurückzuführen sein, was sich auch bestätigt, da sie mit der Frequenz und Hämmerhub stark ansteigen. Ebenfalls sind in den Mittelwerten der Messungen in Schnittrichtung die deutlich geringeren Kräfte für das Hämmernde Drehen im Vergleich zum Drehen und vibrationsunterstützten Drehen nicht zu erkennen. Dies lässt sich mit der tatsächlichen Steifigkeit des Werkzeugsystems erklären, das bei der Entkopplung der Zerspanung aufgrund dessen Steifigkeit eine Vorspannung aufrechterhält und die Kräfte nicht auf null absinken, sondern nahezu den Wert vor der Unterbrechung der Zerspanung beibehalten. Diese Vorspannung bei geringer Steifigkeit, würde die Kräfte annähernd konstant halten, was zur Folge hätte, dass in Schnittrichtung bei geringerer Betriebsfrequenz keine wesentlichen Unterschiede in den Spitzenwerten auftreten würden, infolge auch für die Mittelwerte keine großen Unterschiede bei den Prozessen vorläge. Die vorliegenden Messungen zeigen genau dieses Verhalten. Die geringe Steifigkeit des Systems ist somit für eine simulationsnahe Kraftmessung ungünstig. Bei hohem Vorschub $f_c = 0,1 \text{ mm/U}$ verhält sich die Messung der Schnittkraft gleich dem Ergebnis der Simulation, wobei das Hämmernde Drehen im Mittel geringere Kräfte als das Drehen aufweist und das vibrationsunterstützte Drehen die höchsten Kräfte. Die experimentelle Untersuchung des Hämmerhubs zeigt, dass die Maximalkräfte erwartungsgemäß mit zunehmendem Hub ansteigen. Der Mittelwert wird jedoch kaum von der Größe des Hubs beeinflusst. Dies kann damit zusammenhängen, dass eine Erhöhung des Hubs nur die Beschleunigung des Werkzeugsystems erhöht, nicht aber zu höheren Prozesskräften führt. Mit Hilfe der Weg- und Kraftmessung kann die vom Material dissipierte Umformenergie berechnet werden. Diese Energie wird vom piezoelektrischen Werkzeugsystem eingebracht und geht in eine plastische Verformung des Werkstoffs über. Die Berechnung zeigt, dass beim vibrationsunterstützten Drehen und Hämmernden Drehen Energie in Hämmerichtung durch den Werkstoff dissipiert wird, während das Werkzeugsystem beim Hämmernden Drehen Energie in Schnittrichtung aufnimmt. Diese stammt aus der Rotation

des Werkstücks durch die Spindel. Der Energieeintrag in Hämmerichtung wird kaum durch die Schnittgeschwindigkeit oder den Vorschub beeinflusst.

6.5 Resultierende Randschichtzustände

Die Bearbeitung des Werkstoffes führt zu einer Veränderung der Randschichtzustände, dies ist sowohl beim Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen als auch beim Drehen der Fall. Im Folgenden werden die Ergebnisse der Analyse der Randschichtzustände gezeigt und diskutiert.

6.5.1 Einfluss der Prozessstellgrößen

Die Prozessstellgrößen Schnittgeschwindigkeit v_c , Vorschub f_c und zusätzlich bei den beiden vibrationsunterstützten Prozessen der Hämmerhub a_H haben direkten Einfluss auf die Randschichtzustände. Die Auswirkungen dieser Stellgrößen auf die Topographie sowie den Eigenspannungszustand der Oberfläche wurden untersucht und werden in diesem Abschnitt diskutiert.

6.5.1.1 Topographie

Infolge der periodischen Werkzeugtrajektorie beim Hämmernden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen ergeben sich charakteristische Topographien, die im Gegensatz zu den Vorschubmarken beim Drehen eine Periodizität in Schnittrichtung aufweisen. In Abbildung 6-42 sind die Konfokalmessungen der Topographien sowie die geometrisch simulierten Topographien für die drei Prozesse bei einem Vorschub von $f_c = 0,05 \text{ mm/U}$ dargestellt. Während beim Hämmernden Drehen getrennte Spitzen durch den rückwärtsgewandten Materialfluss entstehen, zeigt sich beim vibrationsunterstützten Drehen, dass sich der Materialaufwurf vor der Schneidkante zu einer durchgehenden Struktur verbindet, die mit dem Versatz der Eindrücke zueinander verläuft. Bei der gedrehten Oberfläche formen sich die charakteristischen Längsriefen aus. Eine kinematische Rauheit ist nicht direkt ersichtlich, was darauf hindeutet, dass die Spanbildung aufgrund der geringen Schnittgeschwindigkeit und der verhältnismäßig großen Schneidkantenverrundung nicht optimal ist. Dieser Mechanismus kann in der geometrischen Simulation nicht abgebildet werden, weshalb dort die kinematische Rauheit gut erkennbar ist.

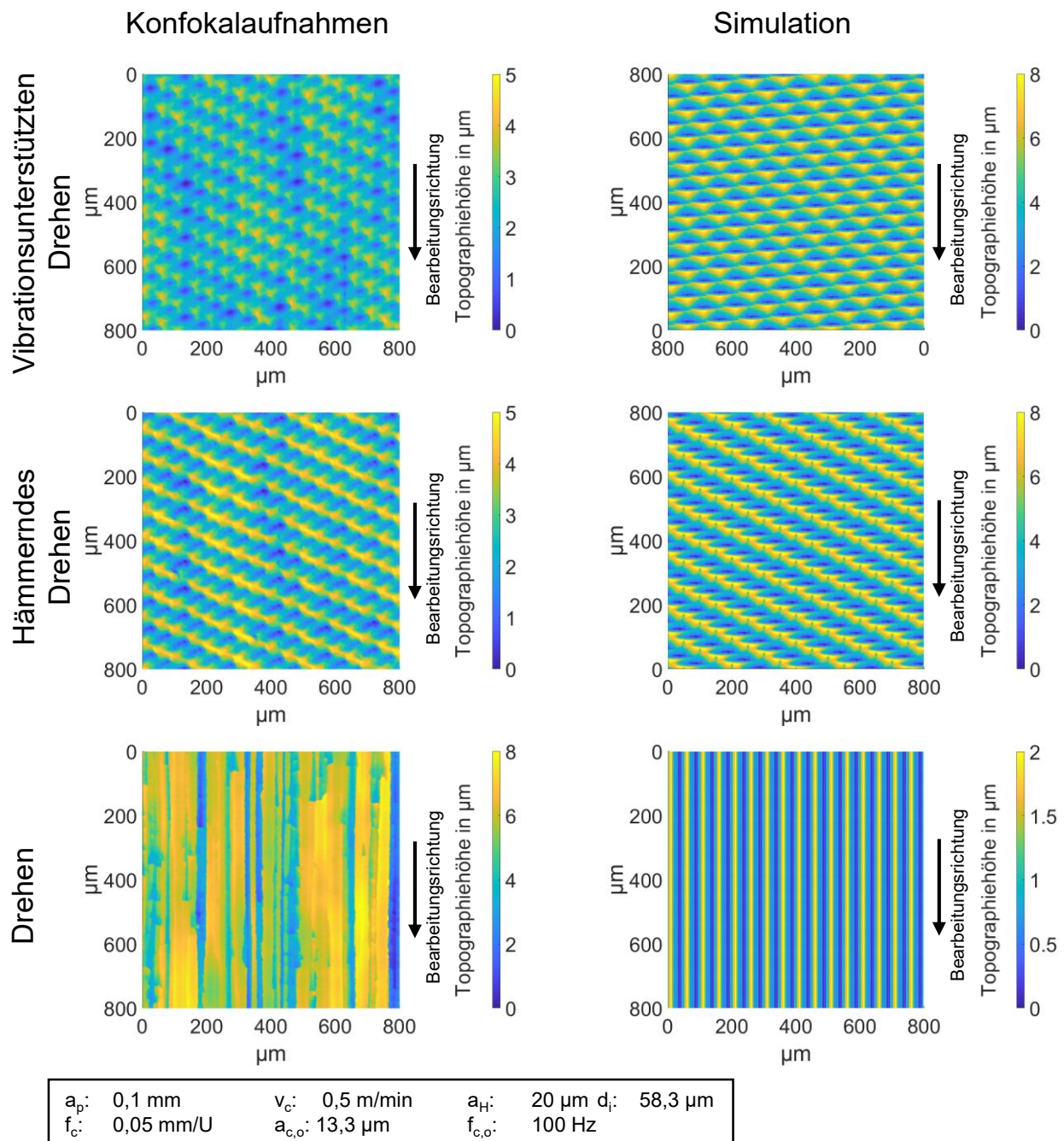


Abbildung 6-42: Konfokalaufnahmen und geometrische Simulation der Topographie beim Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen und Drehen

Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Gemäß der kinematischen Betrachtung hat die Schnittgeschwindigkeit beim Hämmernden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen keinen Einfluss auf die Topographie, da diese mit der Frequenz korreliert. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass bei höheren Schnittgeschwindigkeiten auch höhere Frequenzen erforderlich sind. Dies kann in der praktischen Umsetzung dazu führen, dass die Soll-Trajektorie der Schneide nicht ausreichend präzise ausgeführt wird und die Umformgeschwindigkeit des Werkstoffs

zunimmt. In Abbildung 6-43 sind die Topographieparameter der arithmetischen Höhe S_a und der maximalen Höhe S_z für die Prozesse in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit v_c dargestellt. Im Gegensatz zur Topographie beim Drehen zeigen die beiden vibrationsunterstützten Prozesse eine geringe Abhängigkeit in der Messung des S_a -Wertes von der Schnittgeschwindigkeit. Dies zeigt ebenfalls die Simulation, wobei für die beiden Prozesse deutlich höhere Werte berechnet werden als gemessen. Die Abhängigkeit der Simulation von der Schnittgeschwindigkeit ist auf die Eingangsgrößen dieser zurückzuführen, die durch Aufzeichnungen des Wegmesssystems im Versuch ermittelt wurden. Dies zeigt, dass aufgrund der höheren Dynamik bei höheren Frequenzen abweichende Schwingungsformen vorliegen, was sich in den Ergebnissen widerspiegelt. Die Werte für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen unterscheiden sich merklich nur bei einer geringen Schnittgeschwindigkeit $v_c = 0,5$ m/min. Die gemessenen Werte für das Drehen liegen merklich über den simulierten Werten. Dies veranschaulicht, dass die plastische Materialverlagerung bei der Spanbildung einen signifikanten Einfluss hat. Beim Drehen wird die Oberfläche deutlich stärker durch Pflügeprozesse geformt als durch die kinematische Rauheit. Für die maximale Höhe S_z ist eine deutliche Zunahme der Messung zu erkennen, mit Ausnahme des vibrationsunterstützten Drehens, wobei beim Drehen mit Schnittgeschwindigkeit $v_c = 2$ m/min sehr hohe Werte mit einer großen Streuung gemessen wurden. Die Simulation zeigt hingegen kaum einen Einfluss, da diese Abweichungen vor allem durch stochastisch auftretende Spitzen in die Messungen einfließen, die in der Simulation nicht auftreten. Der Unterschied zwischen dem Hämmernden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen kann darauf zurückzuführen sein, dass beim Hämmernden Drehen mehr und höhere Materialaufwürfe auftreten, die beim vibrationsunterstützten Drehen spanend abgetragen werden. Besonders niedrige Topographieparameter werden für das Hämmernde Drehen bei niedriger Schnittgeschwindigkeit $v_c = 0,5$ m/min erzielt. Dabei werden S_a -Werte unter $0,6 \mu\text{m}$ und S_z -Werte unter $4,8 \mu\text{m}$ erreicht.

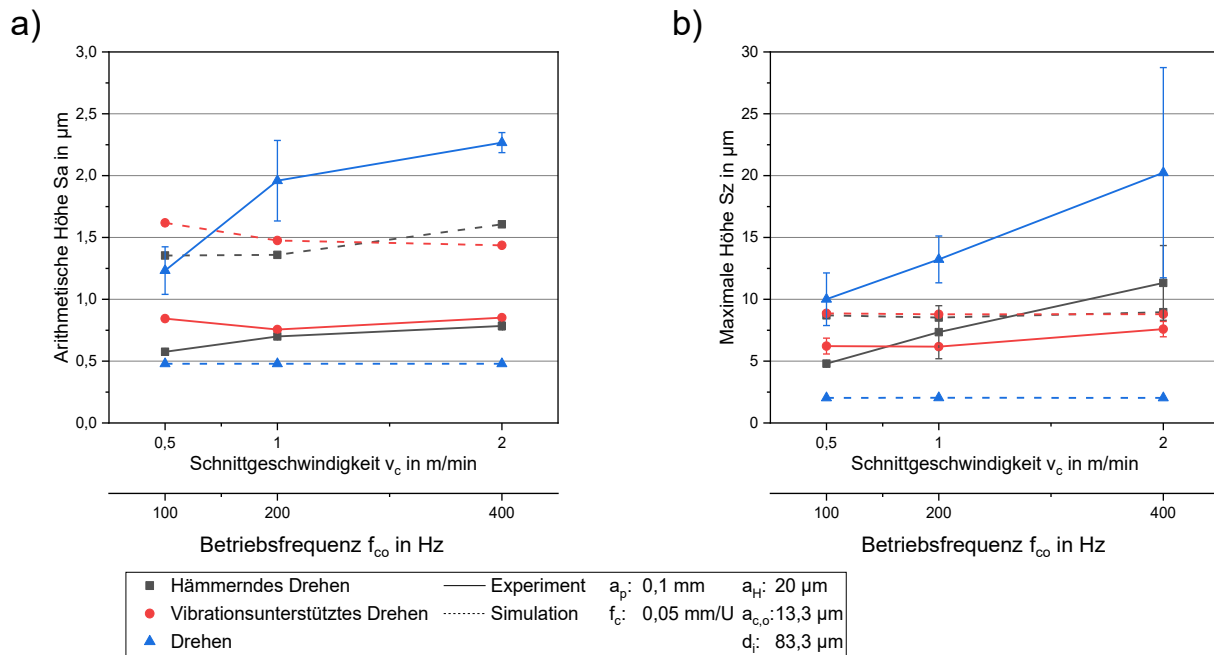


Abbildung 6-43: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c auf die arithmetische Höhe Sa a) und die maximale Höhe Sz b)

Einfluss des Vorschubs

Einen größeren Einfluss auf die Topographie hat der Vorschub durch die kinematische Rauheit, wie in Abbildung 6-44 dargestellt. Besonders in der geometrischen Simulation erfolgt eine starke Zunahme des arithmetischen Mittelwerts Sa für die vibrationsunterstützten Prozesse. Diese Zunahme ist in der Messung wesentlich schwächer ausgeprägt, was darauf schließen lässt, dass die Werkzeugwege sich gegenseitig plastisch beeinflussen. Dies kann in der Simulation nicht abgebildet werden und der Unterschied zwischen Messung und Simulation nimmt mit dem Vorschub zu. Auch in diesem Fall übersteigt die Simulation die gemessenen Werte für die vibrationsunterstützten Prozesse deutlich und die gemessenen Werte für das Drehen liegen über den simulierten Werten. Die maximale Höhe Sz zeigt folgendes Verhalten. Bei niedrigem Vorschub $f_c = 0,025$ mm/U sind die Unterschiede zwischen Simulation und Messung am geringsten, es werden hier sogar für das vibrationsunterstützte Drehen höhere Werte gemessen als simuliert. Zu beachten ist, dass für das Drehen geringere Sa -Werte und Sz -Werte vorliegen. Es ist anzunehmen, dass die sehr raue Topographie durch die Spanbildung beim Drehen infolge der großen Werkzeugwegüberdeckung geglättet wird. Beim vibrationsunterstützten Drehen ist ebenfalls auffällig, dass die gemessenen Sz -Werte bei einer Erhöhung des Vorschubs abnehmen, sodass das Minimum für einen Vorschub $f_c = 0,05$ mm/U vorliegt. Diese Abnahme kann auf den Materialfluss

zurückzuführen sein, welcher quer zu den nah benachbarten Werkzeugwegen orientiert ist. Beim Hämmernden Drehen tritt vermehrt ein rückwärtsgewandter Materialfluss auf, der den Sz-Wert verringert und nicht erhöht wie beim vibrationsunterstützten Drehen. Die Simulation belegt dies, da in dieser sehr ähnliche Werte für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen vorliegen und diese den Materialfluss nicht abbilden kann. Bei höheren Vorschüben gleichen sich die Werte der Prozesse jedoch wieder an, da der Abstand der Werkzeugwege größer wird. Für das Drehen stellt sich bei hohem Vorschub $f_c \geq 0,075$ mm/U ein Plateau ein, während für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen hier die höchste Steigung vorliegt. Mit kleinem Vorschub $f_c = 0,025$ mm/U können mit dem Hämmernden Drehen geringe Sa-Werte unter $0,47 \mu\text{m}$ erreicht werden, während diese beim vibrationsunterstützten Drehen deutlich größer mit $0,8 \mu\text{m}$ sind. Allgemein liegen für das Hämmernde Drehen die geringeren Topographieparameter vor.

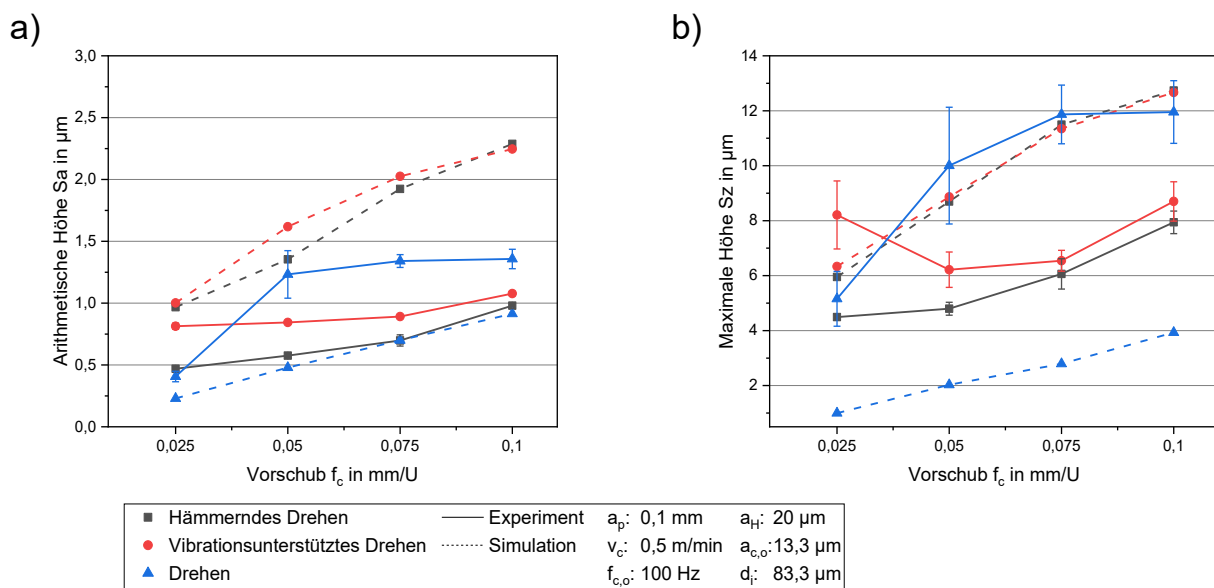


Abbildung 6-44: Einfluss des Vorschubs f_c auf die arithmetische Höhe Sa a) und die maximale Höhe Sz b)

Einfluss des Hämmerhubs

Neben den konventionellen Stellgrößen ist auch die Höhe des Hämmerhubs beim Hämmernden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen für die Topographie von Bedeutung. Dies ist in Abbildung 6-45 für einen Hämmerhub $a_H = 10\text{--}30 \mu\text{m}$ dargestellt. Wie bei den anderen Stellgrößen berechnet die geometrische Simulation auch hier höhere Werte der arithmetischen Höhe Sa als die gemessenen. Die Zunahme der Sa-Werte

mit dem Hämmerhub ist bei den gemessenen Topografien ausgeprägter als in der Simulation. Dieser Effekt ist auf das größere verdrängte Materialvolumen zurückzuführen, was höhere Materialaufwürfe verursacht. Ein ähnliches Verhalten liegt für die maximale Höhe S_z vor. Die gemessenen Werte für das Hämmernde Drehen nehmen mit dem Hämmerhub monoton zu, während die Werte für das vibrationsunterstützte Drehen bei einem Hämmerhub $a_H = 20 \mu\text{m}$ am geringsten sind. Die Simulation berechnet hier hingegen die höchsten Werte. Die Höhe des Hämmerhubs hat kaum Einfluss auf die berechneten Werte, was nachvollziehbar ist, sobald eine vollständige Überdeckung der Topographie erfolgt. Bei einem größeren Hub von $a_H = 30 \mu\text{m}$ übersteigen die S_z -Werte die Simulationswerte deutlich, was auf den bereits erwähnten Einfluss des größeren Materialvolumens und größerer Materialaufwürfe zurückzuführen ist. Während in der Simulation kaum Unterschiede zwischen den Werten des Hämmernden Drehens und vibrationsunterstützten Drehens bestehen, weist das Hämmernde Drehen in den Messungen fast immer die niedrigeren Topographieparameter auf.

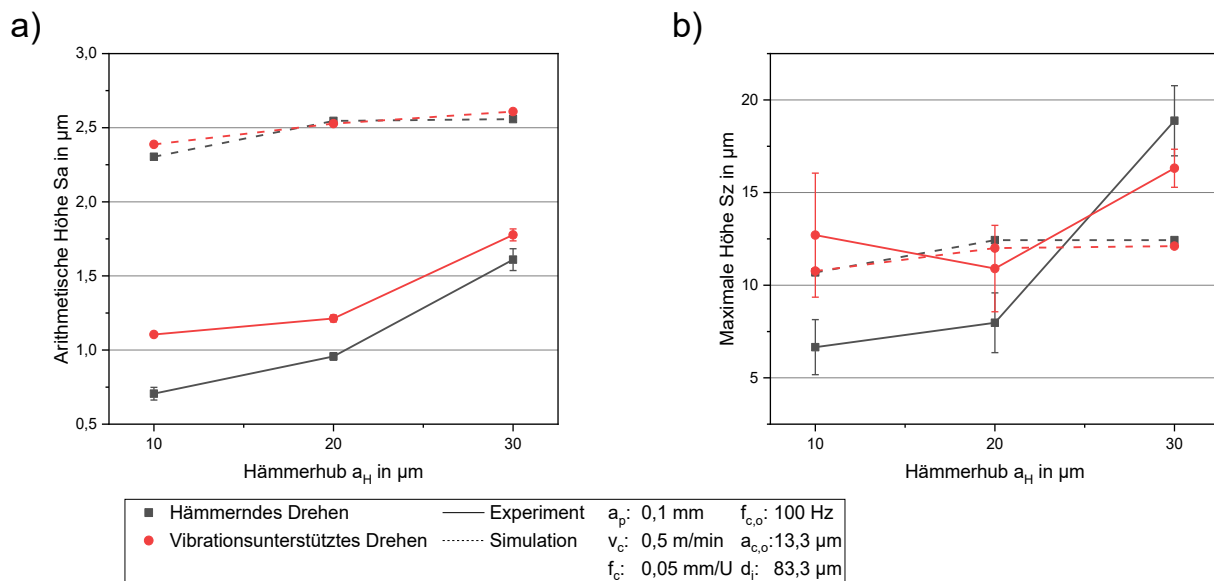


Abbildung 6-45: Einfluss des Hämmerhubs a_H auf die arithmetische Höhe S_a a) und die maximale Höhe S_z b)

6.5.1.2 Eigenspannungen

Die Prozessstellgrößen besitzen auch einen Einfluss auf die Eigenspannungen. Es wurden die Auswirkungen der Schnittgeschwindigkeit v_c , des Vorschubs f_c und zusätzlich für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen die Höhe des

Hämmerhubs a_H auf die röntgenographisch gemessenen Spannungstensoren der Oberfläche untersucht.

Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Die Werte der Spannungstensoren sowie die Halbwertsbreiten in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 0,5\text{--}2\text{ m/min}$ sind in Abbildung 6-46 dargestellt. Für beide vibrationsunterstützten Prozesse liegen für die σ_{11} - und σ_{22} -Spannungskomponenten deutliche Druckeigenspannungen vor, ebenso für das Drehen, jedoch mit deutlich geringerem Betrag. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit fallen die σ_{11} -Eigenspannungen, was beim Hämmernden Drehen deutlich ausgeprägt ist. Es ist erkennbar, dass sich das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen mit erhöhter Schnittgeschwindigkeit von den Werten annähern, wobei die höheren Druckeigenspannungen für das vibrationsunterstützte Drehen vorliegen. Für das Drehen nehmen die Eigenspannungen mit der Schnittgeschwindigkeit hingegen leicht zu. Die Werte der σ_{22} -Normalspannungen zeigen für alle drei Prozesse eine Zunahme, wobei dies für das Hämmernde Drehen am ausgeprägtesten ist, es liegen hier für eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 0,5\text{ m/min}$ die höchsten Druckeigenspannungen vor. Die Messungen der τ_{12} -Schubeigenspannung lassen nur eine bedingte Aussage zu, da die höchsten Werte für die vibrationsunterstützten Prozesse bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 1\text{ m/min}$ gemessen wurden und darüber und darunter abfallen. Die Halbwertsbreite weist für das Hämmernde Drehen einen geringen Anstieg mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit auf, während für das vibrationsunterstützte Drehen höhere Werte vorliegen und nahezu konstant bleiben. Für das Drehen sinkt die Halbwertsbreite bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit. Da besonders die σ_{22} -Normaleigenspannungen im Verhältnis zu ihrem Betrag beim Hämmernden Drehen durch die Schnittgeschwindigkeit beeinflusst werden, sollte diese möglichst geringgehalten werden, um hohe Druckeigenspannungen in diese Richtung einzubringen.

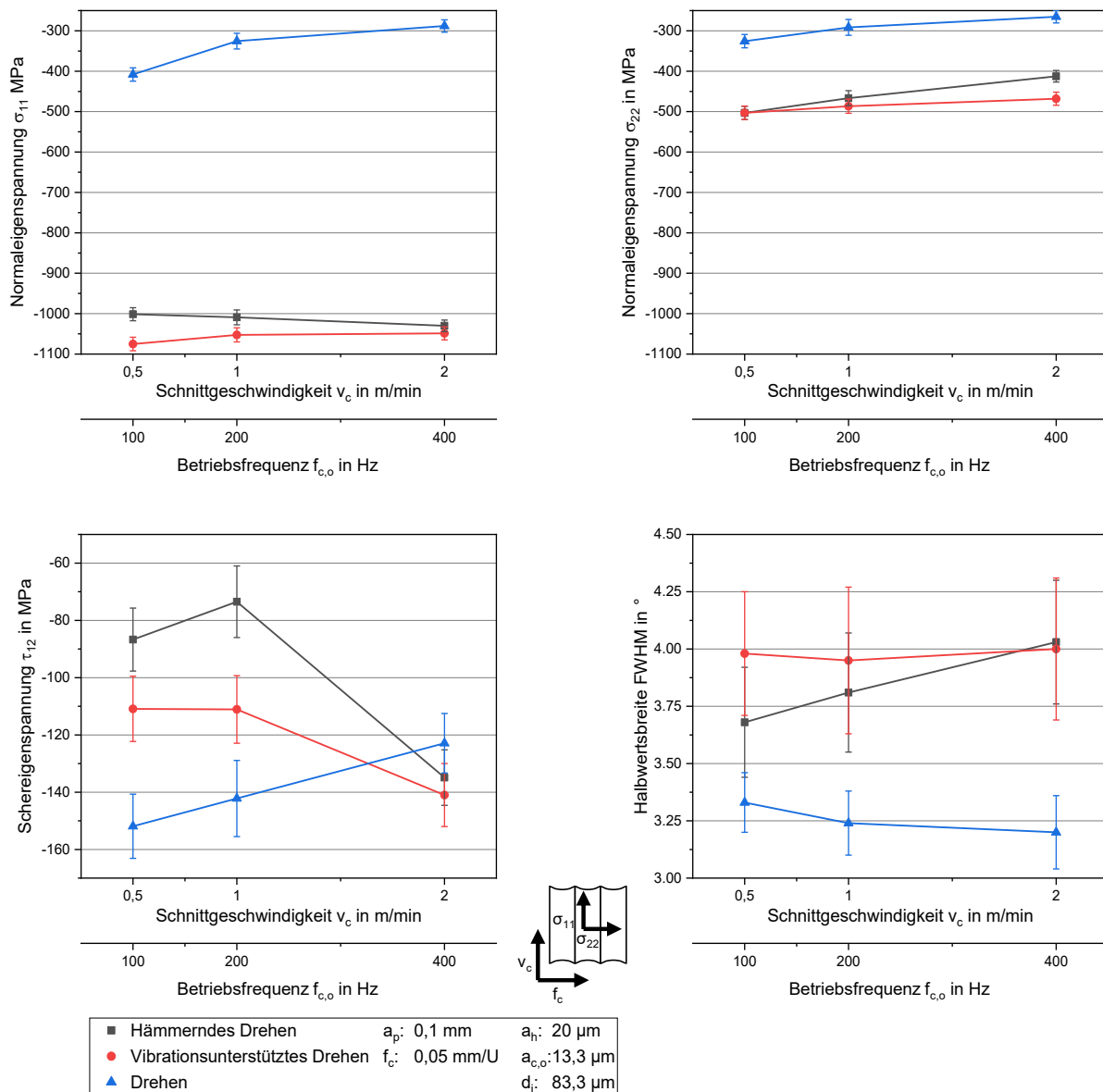


Abbildung 6-46: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c auf die Eigenspannungen und Halbwertsbreite an der Oberfläche

Einfluss des Vorschubs

Der Vorschub f_c wurde in vier Abstufungen von $f_c = 0,025\text{--}0,1\text{ mm/U}$ untersucht. Die gemessenen Komponenten des Spannungstensors sind in Abbildung 6-47 dargestellt, hier zeigt sich ein inverses Verhalten zur Schnittgeschwindigkeit. Die σ_{11} -Komponente, welche in Schnittrichtung liegt, nimmt für alle Prozesse mit dem Vorschub zu, dies ist am geringsten für das vibrationsunterstützte Drehen ausgeprägt. Die σ_{22} -Komponente nimmt mit einer Erhöhung des Vorschubs leicht ab, wobei ein größerer Abstand der Werkzeugwege zu höheren Druckspannungen führt. Der Effekt ist für das Drehen am deutlichsten ausgeprägt, während er für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen nicht so dominant ist. Für das Drehen sind die Vorschübe und Schnittgeschwindigkeit verhältnismäßig klein gewählt, sodass geringe Temperaturen vorliegen und für die Zerspanung typischerweise auftretende Zugeigenspannungen vermieden werden. Die τ_{12} -Schubeigenspannungen werden wesentlich stärker durch den Vorschub beeinflusst. Für die beiden vibrationsunterstützten Prozesse nehmen sie mit zunehmendem Vorschub deutlich ab und weisen bei einem Vorschub $f_c = 0,1\text{ mm/U}$ ähnliche Werte wie das Drehen auf. Höherer Vorschub führt somit zu einer stärkeren Scherung der Oberfläche. Die Halbwertsbreite zeigt ein leichtes Minimum für alle Prozesse bei einem Vorschub $f_c = 0,05\text{ mm/U}$, das jedoch nicht deutlich ausgeprägt ist, starke Streuung aufweist und daher nicht als relevanter Einflussfaktor anzusehen ist. Die größte Halbwertsbreite liegt wieder für das vibrationsunterstützte Drehen vor. Für eine Generierung hoher Druckeigenspannungen und geringer Schereigenspannungen sind für den Vorschub somit kleine Werte zu wählen.

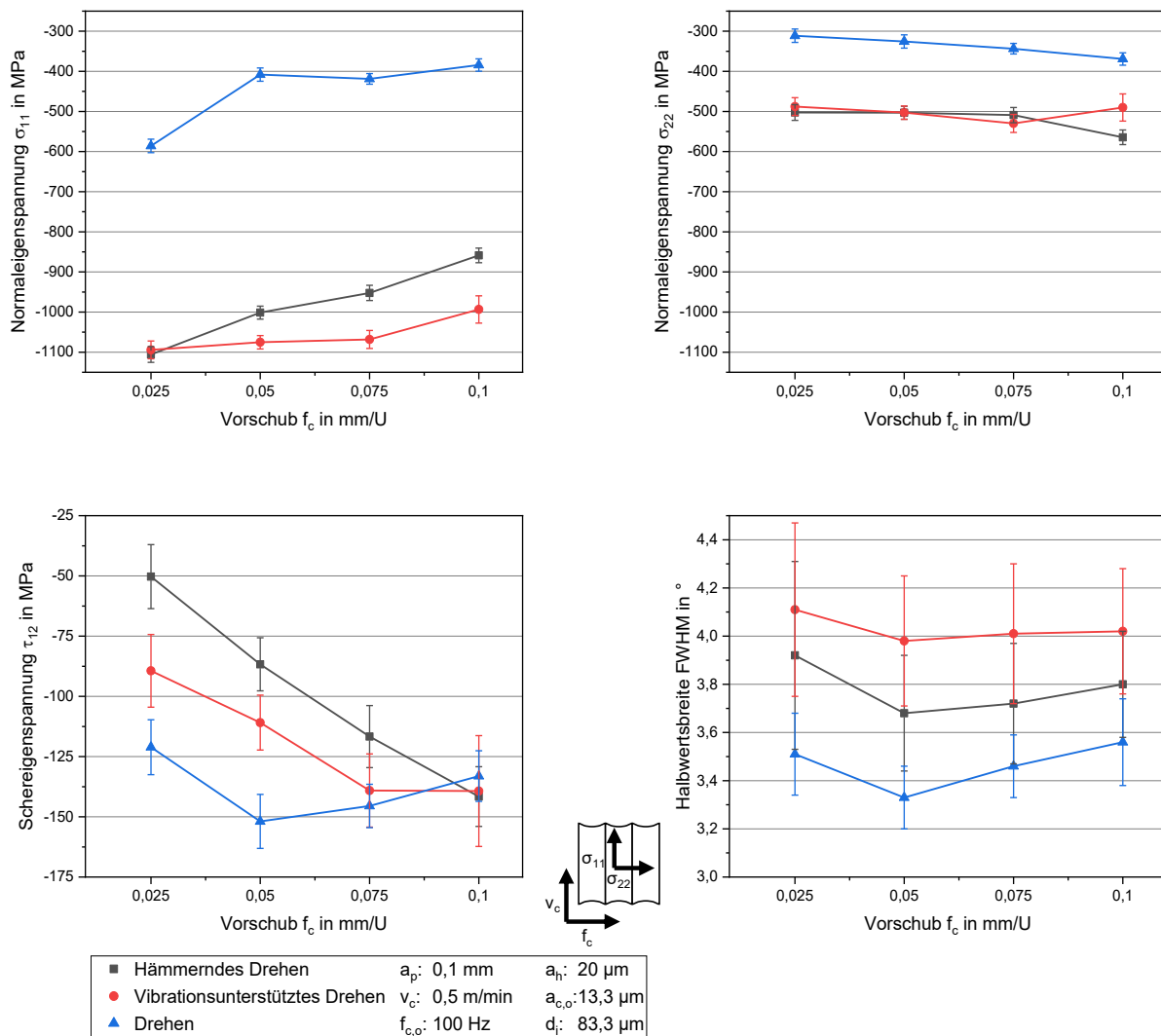


Abbildung 6-47: Einfluss des Vorschubs f_c auf die Eigenspannungen und Halbwertsbreite an der Oberfläche

Einfluss des Hämmerhubs

Der Hämmerhub als Stellgröße grenzt das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen vom Drehen ab. Die resultierenden Eigenspannungen bei einem Hämmerhub $a_H = 10\text{--}30\text{ }\mu\text{m}$ sind in Abbildung 6-48 gezeigt. Für die σ_{11} -Spannungskomponente in Schnittrichtung sind unabhängig von der Größe des Hubs für das vibrationsunterstützte Drehen die größeren Druckeigenspannungen ersichtlich, wie dies auch bei der Untersuchung der anderen Stellgrößen der Fall ist. Das Maximum tritt bei einem Hämmerhub $a_H = 20\text{ }\mu\text{m}$ für beide Prozesse auf. Ein ähnlicher Verlauf ist für die σ_{22} -Komponente festzustellen. Es lässt sich rückschließen, dass ein kleiner Hämmerhub zu wenig plastische Verformung einbringt und größerer Hämmerhub durch zu hohen Materialfluss die Eigenspannungen wieder abbaut. Dies unterstützt ebenfalls die

Halbwertsbreite, die bei einem Hämmerhub $a_H = 30 \mu\text{m}$ die höchsten Werte annimmt, was auf die meiste plastische Deformation hinweist. Zudem treten hier auch die geringsten Schereigenspannungen τ_{12} auf. Somit beträgt der optimale Hämmerhub $a_H = 20 \mu\text{m}$ für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen.

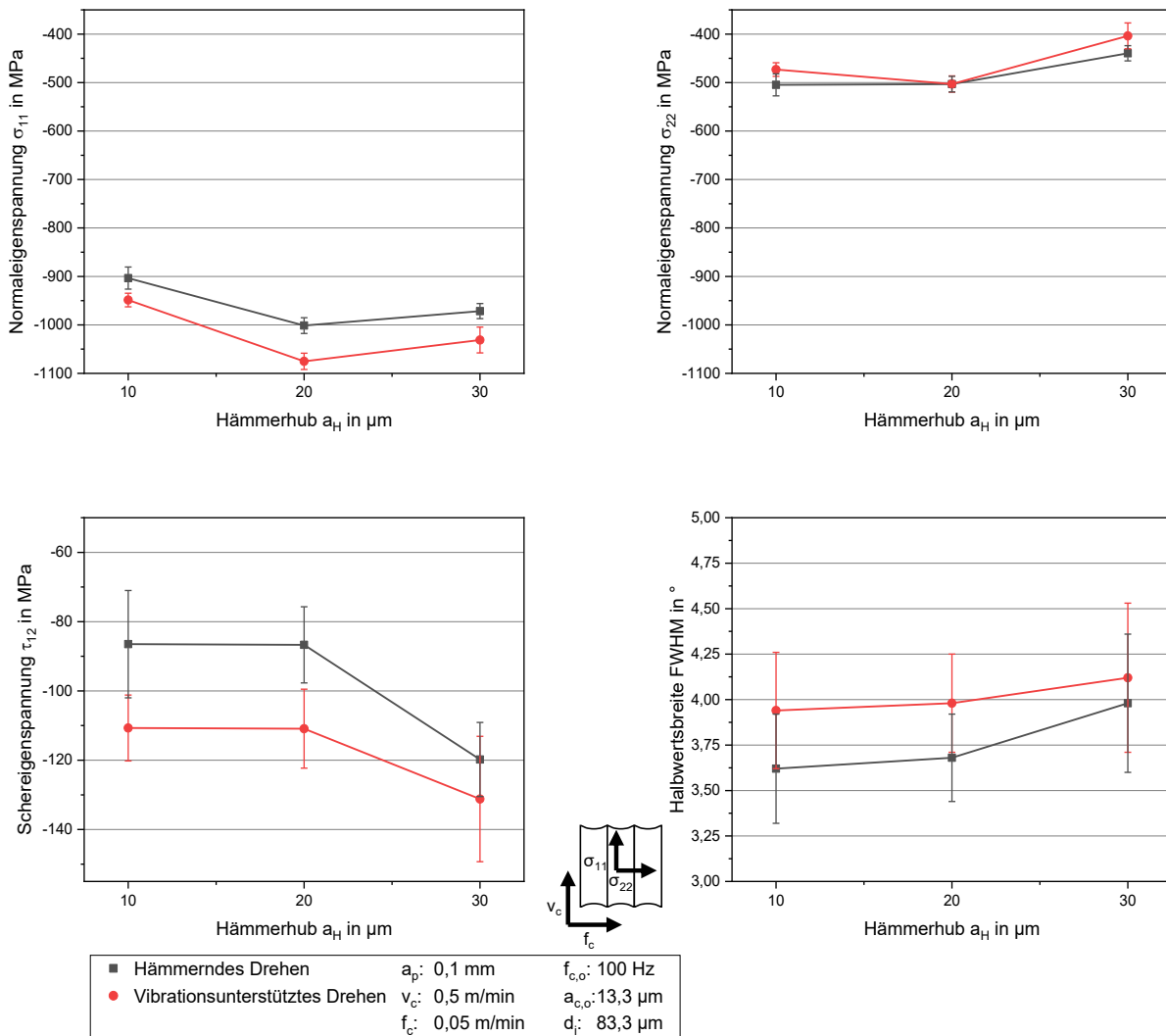


Abbildung 6-48: Einfluss des Hämmerhubs a_H auf die Eigenspannungen und Halbwertsbreite an der Oberfläche

6.5.1.3 Diskussion und Zusammenfassung des Einflusses der Prozessstellgrößen

Die mechanische Bearbeitung des Werkstoffs bedingt eine prozess- und stellgrößenabhängige Veränderung der Randschichtzustände. Aus diesem Grund wurde der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c und des Vorschubs f_c beim Drehen als auch des Hämmerhubs a_H beim Hämmernden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen

untersucht. Als eine Größe der Randschicht wurde die Topographie sowohl experimentell als auch mit der geometrischen Durchdringungsrechnung untersucht. Dabei resultiert aus den Stellgrößen, dass durch das Hämmern und vibrationsunterstütztes Drehen deutlich glattere Oberflächen mit geringeren Topographieparametern resultieren als durch das Drehen. Beim Hämmern mit niedriger Schnittgeschwindigkeit $v_c = 0,5 \text{ m/min}$ und niedrigem Vorschub $f_c = 0,025 \text{ mm/U}$ werden Sa-Werte unter $0,5 \text{ }\mu\text{m}$ und Sz-Werte unter $5 \text{ }\mu\text{m}$ erreicht, während jedoch beim vibrationsunterstützten Drehen höhere Werte vorliegen. Die Simulation überschätzt die Höhe der Topographie bei den vibrationsunterstützten Prozessen, jedoch wird beim Drehen die Höhe der Topographie massiv unterschätzt. Dies zeigt die Grenzen der Simulation, die das plastische Materialverhalten und die korrekte Spanbildung nicht abbilden kann. Dennoch ist die Simulation in der Lage, den qualitativen Verlauf abzubilden, insbesondere bei der arithmetischen Höhe Sa. Ursache für die hohe Abweichung beim Drehen ist, dass die große Kantenverrundung starke Pflügeeefekte hervorruft, die Riefen in die Oberfläche reißen, was auch auf den Konfokalaufnahmen gut zu erkennen ist. Diese treten besonders bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 2 \text{ m/min}$ auf, wo für die maximale Höhe Sz sehr hohe Werte von $Sz > 20 \text{ }\mu\text{m}$ auftreten, die für die arithmetische Höhe Sa nicht so ausgeprägt sind. Für das Hämmern liegen hier auch höhere Sz-Werte als für das vibrationsunterstützte Drehen vor. Es muss berücksichtigt werden, dass periodisch die doppelte effektive Schnittgeschwindigkeit $v_{c,eff}$ und damit maximale Werte von $v_{c,eff} = 4 \text{ m/min}$ auftreten. Es wird ersichtlich, dass der Prozess hier sehr instabil wird und stochastisch auftretende Spitzen die Topographie stark dominieren. Aber auch eine Wechselwirkung zwischen den Werkzeugwegen durch die Hämmerrübe ist vorhanden, was aus der Simulation hervorgeht. Die Zunahme der Messung der Topographieparameter mit einer Erhöhung des Vorschubs ist wesentlich weniger ausgeprägt als dies in der Simulation der Fall ist, was insbesondere für kleine bis mittlere Vorschübe $f_c = 0,025\text{--}0,05 \text{ mm/U}$ gilt. Durch plastische Materialverlagerung kann somit die Tiefe des vorherigen Werkzeugwegs reduziert oder eingeglättet werden, was besonders beim Hämmern auftritt. Bei größeren Vorschüben $f_c = 0,075\text{--}0,1 \text{ mm/U}$ gleichen sich die Topographieparameter an, da weniger Wechselwirkung vorliegt und die kinematische Rauheit überwiegt. Für das Drehen ist dies nicht gegeben, hier ist über den Vorschub eine progressive Zunahme der gemessenen Topographieparameter zu beobachten, während die Simulation fast linear ansteigt. Es treten aber auch beim Hämmern und beim vibrationsunterstützten Drehen

unterschiedliche Materialflüsse auf. Beim Hämmernden Drehen ist ein rückwärtsge wandter Materialfluss anzunehmen, der den Sz-Wert verringert und nicht erhöht, da Material in den vorherigen Werkzeugeindruck fließt, während beim vibrationsunterstützten Drehen eher ein seitlicher Materialfluss zu vermuten ist, der die Topographiehöhe vergrößert. Die Simulation stützt diese Hypothese, da in dieser sehr ähnliche Werte für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen vorliegen und die Simulation den Materialfluss nicht abbilden kann. Bei höheren Vorschüben gleichen sich die Werte der Prozesse wieder an, da der Abstand der Werkzeugwege größer wird. Eine Vergrößerung der Hämmerhübe a_H geht mit einem größeren verdrängten Materialvolumen einher, was die arithmetische Höhe S_a in der Messung deutlich erhöht, und erwartungsgemäß nicht in der Simulation. Die maximale Höhe S_z zeigt ein vergleichbares Ergebnis, wobei hier deutliche Unterschiede zwischen dem Hämmernden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen vorliegen. Wobei wieder höhere Werte für das vibrationsunterstützte Drehen auftreten, was auf die bereits erwähnte Materialflussrichtung zurückzuführen ist. Die Stellgrößen nehmen ebenfalls Einfluss auf den Eigenspannungstensor und die röntgenographische Halbwertsbreite. So resultiert aus einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit bei den vibrationsunterstützten Prozessen höhere Druckeigenspannung in Schnittrichtung und geringere in Vorschubrichtung, während beim Drehen in beide Richtungen geringere Druckeigenspannung resultieren. Diese unterschiedlichen Spannungszustände können durch die höhere Umformgeschwindigkeit bedingt sein, die um den Faktor vier ansteigt. In Schnittrichtung liegt somit ein anderer Charakter als beim Drehen vor, dieser bleibt hingegen in Vorschubrichtung erhalten. Von Interesse ist hier auch die Halbwertsbreite, die andeutet, dass die plastische Verformung mit der Schnittgeschwindigkeit zunimmt, während sie beim Drehen abnimmt. Die erhöhte Umformgeschwindigkeit bei der höheren Frequenz der Hämmerhübe könnte eine mögliche Erklärung darstellen, während beim Drehen die Temperatur steigt und weniger mechanische Verformung eingebracht wird. Höhere Vorschübe führen bei allen Prozessen zu geringeren Druckeigenspannungen in Schnittrichtung, während diese in Vorschubrichtung ansteigen. Dies zeigt, dass für hohe Druckeigenspannungen ein Mindestabstand der Werkzeugwege gegeben sein muss, daher müssen sowohl für die Schnittgeschwindigkeit als auch für den Vorschub ein Kompromiss gefunden werden. Dies wird deutlich in Tabelle 6-3, in der der Einfluss der einzelnen Stellgrößen auf die Eigenspannungen zusammengefasst ist. Die höchsten Schereigenspannungen liegen bei großem Vorschub von $f_c = 0,1 \text{ mm/U}$ vor, wo diese Werte ähnlich des

Drehens annehmen. Der Materialfluss beim Hämmernden Drehen kann die Scherung in der Oberfläche reduzieren, da geringe Scherspannungen und nur mittlere plastische Deformationen vorliegen, wie die Halbwertsbreite zeigt. Der Hämmerhub a_H hat den größten Einfluss auf die Eigenspannungen in Vorschubrichtung. Mit Zunahme des Hämmerhubs nehmen die Druckeigenspannungen ab, während diese in Schnitttrichtung geringfügig zunehmen und ihr Maximum bei einem Hämmerhub $a_H = 20 \mu\text{m}$ aufweisen. Es wird deutlich, dass die plastische Verformung des Werkstoffs für hohe Druckeigenspannungen nicht zu groß sein darf, was die Halbwertsbreite bestätigt. Es wird dennoch ein Mindestmaß an plastischer Verformung für die Einbringung von Druckeigenspannungen benötigt.

Tabelle 6-3: Zusammenfassung der einzelnen Einflüsse der Stellgrößen beim Hämmernden Drehen

Messgröße		v_c in m/min	f_c in mm/U	a_H in μm
Topographiehöhe S_a	Min	0,5	0,025	10
	Max	2	0,1	30
Topographiehöhe S_z	Min	0,5	0,025	10
	Max	2	2	30
Druckeigenspannung	σ_{11}	2	0,025	20
	σ_{22}	0,5	0,1	20
	τ_{12}	1	0,025	10
Halbwertsbreite	Max	2	0,025	30

Die in Tabelle 6-3 ermittelten Werte aus den Stellgrößenversuchen ermöglichten die Festlegung der idealen Stellgrößen für die detaillierte Untersuchung der Randschichtzustände, die mit dem Hämmernden Drehen eingestellt werden können. Um die Produktivität des Prozesses nicht zu sehr einzuschränken, sollte eine Kombination aus sehr kleinem Vorschub und Schnittgeschwindigkeit vermieden werden. Die spezifische texturierte Fläche A_{spez} ergibt sich wie folgt:

$$A_{\text{spez}} = d * \pi * f_c * n = d * \pi * f_c * \frac{v_c}{d * \pi} = f_c * v_c \quad 6-3$$

Aus diesem Grund werden die Schnittgeschwindigkeit $v_c = 0,5 \text{ m/min}$ und der Vorschub $f_c = 0,05 \text{ mm/U}$ festgelegt, was zu einer spezifischen texturierten Fläche $A_{\text{spez}} = 25 \text{ mm}^2/\text{min}$ führt. Da möglichst große Druckeigenspannungen durch das Hämmernde Drehen erzielt werden sollen, wird der Hämmerhub $a_H = 20 \mu\text{m}$ festgelegt. In

Abschnitt 6.3.3 ergab sich für das piezoelektrische Werkzeugsystem eine optimale Betriebsfrequenz von $f_{c,o} = 100$ Hz. Hieraus resultiert nach Formel 4-3 eine Amplitude für die Schwingung $a_{c,o} = 13,3 \mu\text{m}$, was nach Formel 4-5 in einem Abstand der Eindrücke von $d_i = 83,3 \mu\text{m}$ resultiert. Dies deckt sich mit den Resultaten der Analogieversuche in Tabelle 6-2. Gemäß dieser wird ein Eindruckabstand $d_i = 50\text{--}100 \mu\text{m}$, ein Bahnabstand / Vorschub $d_b/f_c = 50\text{--}100 \mu\text{m}$ und eine Eindringtiefe $t_i = 10\text{--}20 \mu\text{m}$ als optimal erachtet. Die Stellgrößen für die weitere detaillierte Untersuchung der Randschichtzustände, die durch das Hämmernde Drehen hervorgerufen werden, sind in Tabelle 6-4 zusammengefasst.

Tabelle 6-4: Stellgrößen für die detaillierte Untersuchung der Randschichtzustände

Parameter		Wert
Schnittgeschwindigkeit	v_c	0,5 m/min
Vorschub	f_c	0,05 mm/U
Spanwinkel	γ	0°
Freiwinkel	α	7°
Hämmerhub	a_H	20 μm
Amplitude Schwingung	$a_{c,o}$	13,3 μm
Betriebsfrequenz	$f_{c,o}$	100 Hz
Eindruckabstand	d_i	83,3 μm
Spezifische texturierte Fläche	A_{spez}	25 mm ² /min

6.5.2 Verfestigung

Die Kaltverfestigung des Werkstoffes durch plastische Verformung kann zu einem Anstieg der Härte führen, aber auch durch eine Zunahme der Halbwertsbreite bei der röntgenographischen Messung nachgewiesen werden.

6.5.2.1 Mikrohärte

Aufgrund der Härte des verwendeten Vergütungsstahls 42CrMo4, der nur ein gering ausgeprägtes Kaltverfestigungsverhalten durch plastische Deformation aufweist, ist ein Härteanstieg nur bedingt nachweisbar. Für den Nachweis einer prinzipiellen Härtesteigerung von metallischen Werkstoffen durch das Hämmernde Drehen erfolgte die Untersuchung in Abschnitt 6.2.1 an einer verfestigenden Aluminium-Kupfer-Legierung. In Abbildung 6-49 werden die Mikrohärtetiefenverläufe bei der Bearbeitung des

Vergütungsstahls mit den drei Prozessen dargestellt. Für eine feinere Tiefenauflösung wurden die Messungen im Schrägschliff bis in eine Tiefe von 300 μm durchgeführt. In den oberen 100 μm der Randschicht kann für alle Bearbeitungen ein leichter Anstieg beobachtet werden, wobei dieser höher für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen ausfällt. Die Zunahme der Härte beim Drehen ist auf die große Schneidkantenverrundung und die geringe Schnittgeschwindigkeit zurückzuführen, die zu einer größeren plastischen Verformung ohne nennenswerten Wärmeeintrag führt. Die Härte selbst ist deutlichen Streuungen unterworfen, die einerseits durch die Werkstoffbeschaffenheit und andererseits durch das Messverfahren bedingt sein können. Die Mikroindenterereindrücke weisen eine Größe von unter 10 μm auf, was eine exakte optische Vermessung erschwert und die Messung anfällig für lokale Härteschwankungen macht.

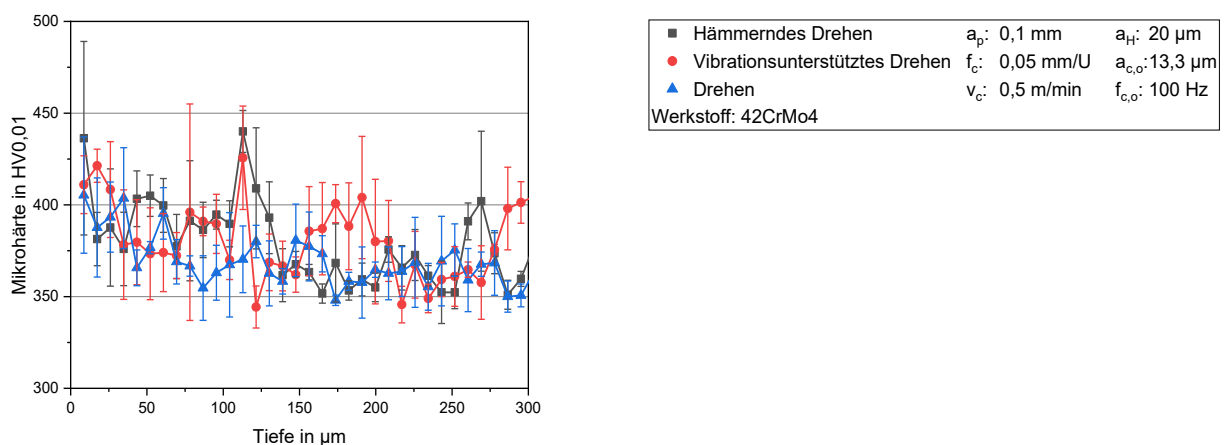


Abbildung 6-49: Mikrohärte-tiefenverläufe des Vergütungsstahls 42CrMo4 beim Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen und Drehen

6.5.2.2 Halbwertsbreite

Die Halbwertsbreite der röntgenographischen Messungen in Abbildung 6-50 kann als Indiz für die plastische Deformation sowie die Zunahme von Versetzungen und Gitterfehlern interpretiert werden. Die Randschicht der gedrehten Probe weist die geringsten Werte und die geringste Tiefenwirkung auf. In einer Tiefe von 50 μm ist der Wert bereits auf den Wert des Grundmaterials abgefallen. Die Messwerte des Hämmernden Drehens und vibrationsunterstützten Drehens liegen dicht beieinander, wobei das vibrationsunterstützte Drehen oberflächennah höhere Werte aufweist. Dieser höhere Wert kann auf die überlagerte Gleitgeschwindigkeit während des Hämmerhubs zurückgeführt werden, die zusätzlich eine Scherung hervorruft, die weitere plastische

Verformungen einbringt. Bei den beiden vibrationsunterstützten Prozessen liegt eine erhöhte Halbwertsbreite bis zu einer Tiefe von annähernd 200 μm vor.

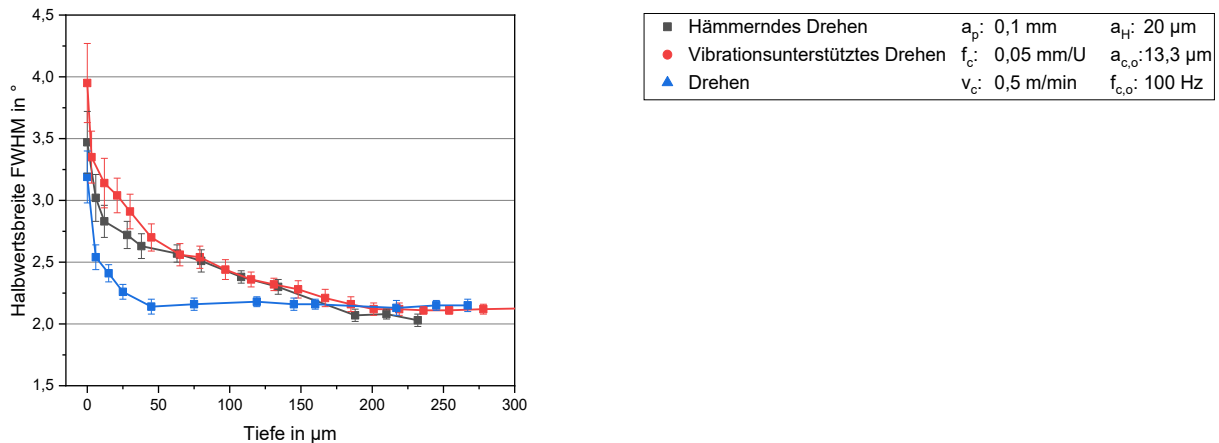


Abbildung 6-50: Röntgenographisch gemessene Halbwertsbreiten für das Hämmernde Drehen, vibrationsunterstützte Drehen und Drehen

6.5.2.3 Plastische Dehnung in der 2D-FEM-Simulation

Die Bestimmung der plastischen Dehnung des Werkstoffs in der Randschicht, die zu einer Verfestigung führt, kann messtechnisch ex situ des Prozesses nicht erfolgen und eine In situ-Messung ist mit beträchtlichem Aufwand verbunden. Eine effiziente Methode zur Bestimmung dieser Größe ist die FEM-Simulation. In Abbildung 6-51 sind die in der 2D-FEM-Simulation ermittelten plastischen Dehnungen dargestellt. Diese ähnelt den Verläufen der röntgenographischen Halbwertsbreite. Für das Drehen liegt eine plastische Dehnung des Materials bis in eine Tiefe von ca. 50 μm vor. Für die beiden vibrationsunterstützten Prozesse reicht diese wesentlich tiefer in die Randschicht hinein, bis in eine Tiefe von ca. 150 μm . Zudem treten in der oberflächennahen Randschicht höhere plastische Dehnungen auf als dies beim Drehen der Fall ist. Für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen resultieren in der Simulation vergleichbare plastische Dehnungen, wobei diese an der Oberfläche für das vibrationsunterstützte Drehen geringfügig höhere Werte erreicht, wie dies auch der Fall bei der röntgenographischen Halbwertsbreite ist.

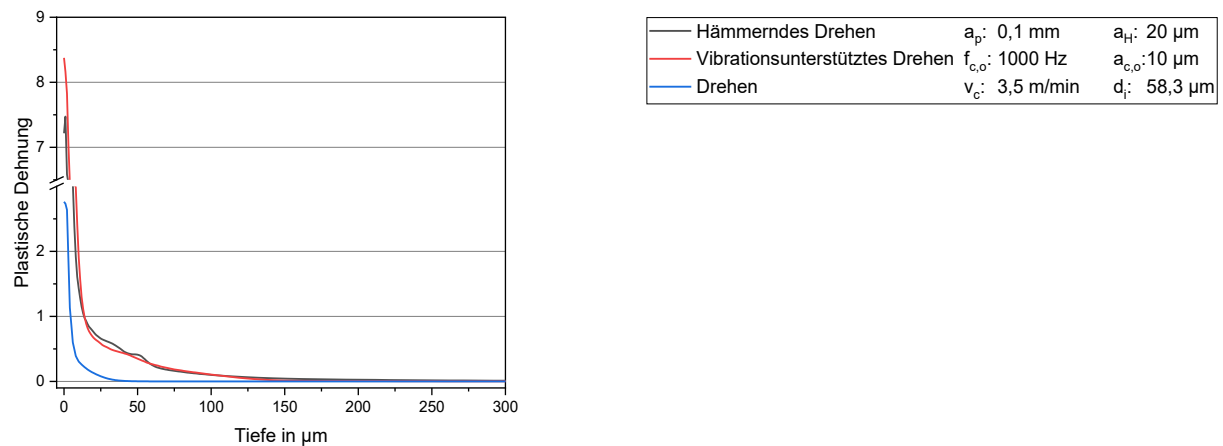


Abbildung 6-51: Simulierte plastische Dehnungen in der Randschicht für das Hämmernde Drehen, vibrationsunterstütztes Drehen und Drehen

6.5.3 Mikrostruktur und Gefüge

Die Mikrostruktur des Werkstoffgefüges kann klassisch über metallographische Schliffe lichtmikroskopisch analysiert werden, modernere Methoden der Rasterelektronenmikroskopie erlauben jedoch eine feiner aufgelöste Analyse.

6.5.3.1 Metallographische Schliffe

Metallographische Schrägschliffe erlauben eine Streckung der Randschicht im Vergleich zu Querschliffen. In Abbildung 6-52 der Querschliff einer hämmernd gedrehten Probe dargestellt, sowie eine Konfokalaufnahme des Bereichs zur besseren Lokalisierung des Übergangs von Topographie in den Schliff. Das Schliffbild zeigt am Übergang einen helleren, feinkörnigen Bereich, der auf eine nanokristalline Randschicht hindeutet. Diese wird neben dem schrägen Schliff ebenfalls durch die Krümmung der Probe gestreckt. Eine exakte Quantifizierung der Schichtdicke ist aufgrund der schwierigen Abgrenzung des Bereichs und der variablen Streckung durch die Krümmung nur eingeschränkt möglich. Es kann jedoch eine Abschätzung erfolgen, bei einer ungefähren Breite der Projektion von 20 µm ergibt sich eine nanokristalline Schichtstärke von weniger als 3 µm.

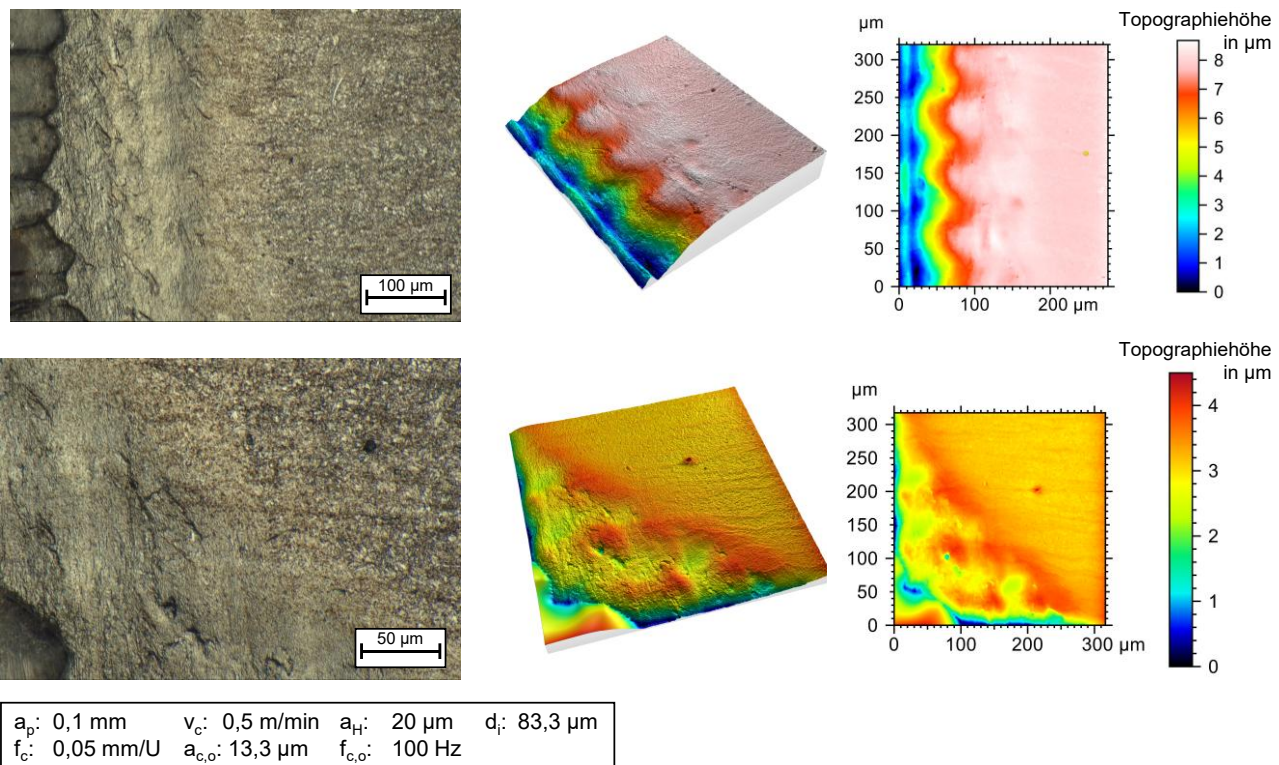


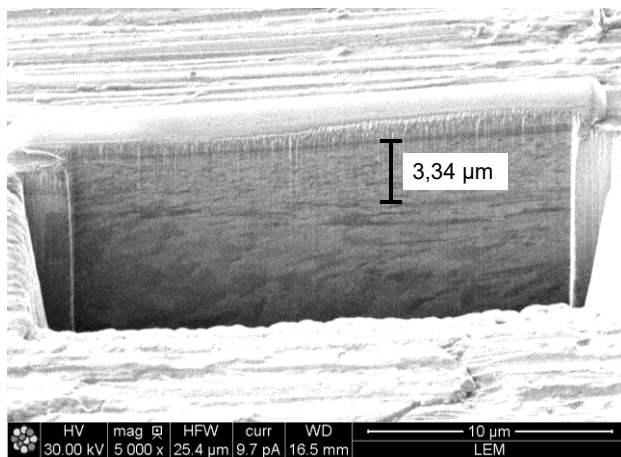
Abbildung 6-52: Metallographische Querschliffe des Gefüges und Konfokalaufnahmen einer Probe des Hämmernden Drehens

6.5.3.2 Focused-Ion-Beam Mikroskopie

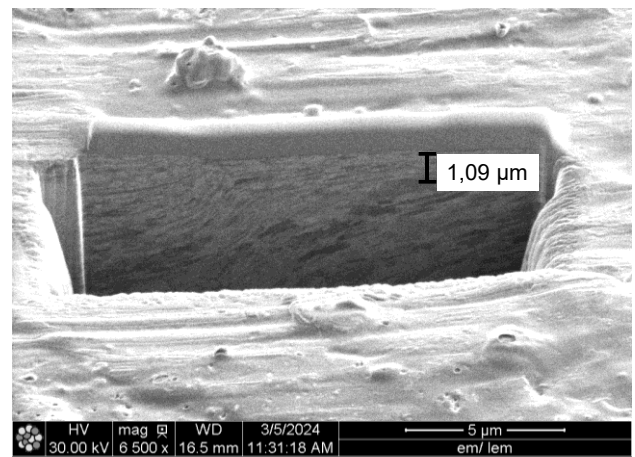
Die lichtmikroskopische Untersuchung von nanokristallinen Randschichten in klassischen metallographischen Schliffen ist nur bedingt möglich, da die Abbildung von Strukturen kleiner als 1 µm technisch nicht realisierbar ist. Ebenso führt eine mechanische Präparation der Schliffe zu einer Veränderung der Randschicht. Für die Analyse der oberflächennahen Randschichten wurde daher die Focused-Ion-Beam (FIB) Mikroskopie eingesetzt. In Abbildung 6-53 a), b) und c) werden die elektronenmikroskopischen Aufnahmen von Proben der drei untersuchten Prozesse dargestellt. Bei allen Prozessen tritt, eine Deformation der oberflächennahen Randschicht auf, die zu einer Feinung und Streckung der Körner führt. Bei einer reinen Zerspanung durch das Drehen ist eine ausgeprägte Scherung des Mikrogefüges zu erkennen, da der Übergang zum Grundgefüge stark verzerrte Körner in Schnittrichtung aufweist. Eine deutliche Abgrenzung der nanokristallinen Randschicht vom Grundgefüge ist nur bedingt möglich. Die Dicke der nanokristallinen Schicht beträgt beim Drehen etwa 1,47 µm. Sehr auffällig ist die Aufnahme der Probe des vibrationsunterstützten Drehens, bei der keine gleichbleibende Dicke der nanokristallinen Schicht zu sehen ist. Zudem zeigt Abbildung 6-53 d), die ohne Chaneing-Kontrast aufgenommen wurde, einen Ausbruch in der Oberfläche

des Werkstoffs. Dieser muss durch sehr hohe Scherung hervorgerufen worden sein und stellt eine erhebliche Schädigung der Oberfläche dar. Da die Aufnahmebereiche möglichst in der Mitte eines Werkzeugeindrucks platziert wurden, ist davon auszugehen, dass dies während des Hämmerhub mit hoher Gleitgeschwindigkeit erfolgte. Die Dicke der nanokristallinen Schicht kann hier nicht genau bestimmt werden, beträgt aber im minimal Bereich ca. $1,09\ \mu\text{m}$. Auch hier ist ein gradiert Übergangsbereich zum Grundgefüge mit stark verzerrten Körnern zu erkennen. Die Analyse des Hämmernden Drehens zeigt ein abweichendes Mikrogefüge.

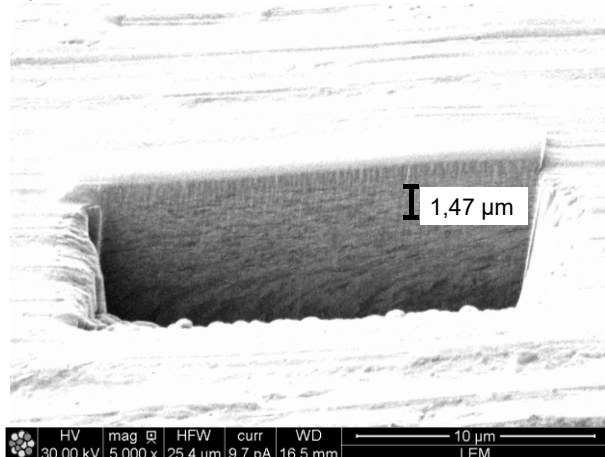
a) Hämmerndes Drehen



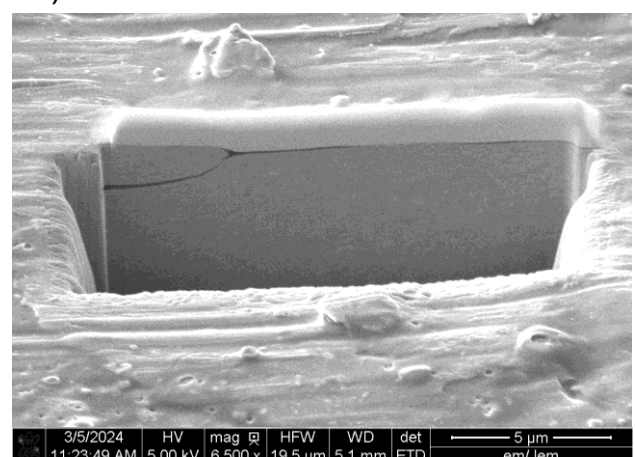
b) Vibrationsunterstütztes Drehen



c) Drehen



d) Vibrationsunterstütztes Drehen



a_p : 0,1 mm	v_c : 0,5 m/min	a_H : 20 μm	d_i : 83,3 μm
f_c : 0,05 mm/U	$a_{c,o}$: 13,3 μm	$f_{c,o}$: 100 Hz	

Abbildung 6-53: Focused-Ion-Beam Mikroskopieaufnahmen der Randschicht a), b) und d), Mikroskopieaufnahmen ohne Chaneing Kontrast der vibrationsunterstützt gedrehten Probe d)

Die nanokristalline Randschicht weist eine wesentlich höhere Dicke von 3,34 μm auf und zeigt eine gleichförmigere Dicke über die gesamte Länge des Schnitts. Zudem ist die Abgrenzung zum Grundgefüge deutlich schärfer und die Körner wirken nicht in eine Richtung verzerrt, sondern eher gestaucht. Dass hier nur wenig Scherung sichtbar ist kann mit dem rückwärtsgerichteten Materialfluss beim Hämmern und Drehen zusammenhängen, bei dem der Werkstoff entgegen der Schnittrichtung fließt und eine Verzerrung in die andere Richtung erfolgt.

6.5.4 Eigenspannungen

Relevant sind nicht nur die Eigenspannungen an der Oberfläche der Bauteile, sondern auch deren Tiefenprofil, da dieses maßgeblich das Bauteilverhalten beeinflusst. Die Eigenspannungstiefenverläufe können sowohl röntgenographisch gemessen als auch simulativ ermittelt werden. Die in diesem Kapitel beschriebenen Ergebnisse der 2D-FEM-Simulation wurden bereits in (Schwalm & Mann et al. 2023) veröffentlicht.

6.5.4.1 2D-FEM-Simulation des Eigenspannungstiefenverlauf

Die FEM-Simulation zeigt, dass die plastische Verformung durch die Hämmerhübe zu Druckeigenspannungen in der Randschicht des Werkstücks führt. In Abbildung 6-54 sind die Eigenspannungstiefenverläufe in Schnittrichtung nach dem Hämmern und Drehen und vibrationsunterstützten Drehen, sowie dem reinen Drehen in Abhängigkeit des Spanwinkels dargestellt. Beim einfachen Drehen mit negativem Spanwinkel ergeben sich nur maximale Druckeigenspannungen von $\sigma_{11} = -165 \text{ MPa}$. Dabei weist der Bereich der Druckeigenspannungen nur eine Tiefe von ca. 75 μm auf, während die Höhe und Tiefe der durch das vibrationsunterstützte Drehen hervorgerufenen Eigenspannungen deutlich größer ist. Für einen Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$ werden maximale Druckeigenspannungen $\sigma_{11} = -683 \text{ MPa}$ simulativ für das vibrationsunterstützte Drehen ermittelt. Das qualitative Profil des Eigenspannungstiefenverlaufs ist nur marginal durch den Spanwinkel beeinflusst. Charakteristisch für die Profile ist ein oberflächennahes globales Minimum, gefolgt von einem weiteren lokalen Minimum in einer größeren Tiefe. Anschließend steigt das Profil an und geht in den Druckspannungsbereich über, in dem es sein globales Maximum erreicht und anschließend wieder abfällt. Die Lage der maximalen Zugeigenspannungen in einer Tiefe unterhalb der Oberfläche von 490, 360 und 290 μm ist auffällig, und steigt mit zunehmendem Spanwinkel an. Die Höhe der maximalen Zugspannungen bleibt nahezu unverändert, während die maximalen

Druckeigenspannungen deutlich durch den Spanwinkel beeinflusst werden, deren Lage jedoch kaum verändert wird. Die simulierten Eigenspannungstiefenverläufe nach dem Hämmernden Drehen zeigen ein abweichendes Verhalten. Das Tiefenprofil der Eigenspannungen ist nicht so charakteristisch wie beim vibrationsunterstützten Drehen und wird durch den Spanwinkel beeinflusst. Deutlich zu erkennen ist eine Verschiebung der Maxima der Eigenspannungen zu größeren Tiefen im Vergleich mit dem vibrationsunterstützten Drehen, was vermutlich darauf zurückzuführen ist, dass während des Hämmerhubes die tangentielle Gleitkomponente reduziert ist und somit größere und tiefere plastische Verformungen in den Werkstoff eingebracht werden können und damit die Lage der Eigenspannungen verschoben wird. Mit zunehmendem Spanwinkel nimmt auch die Tiefe der zweiten Minima bzw. Maxima zu.

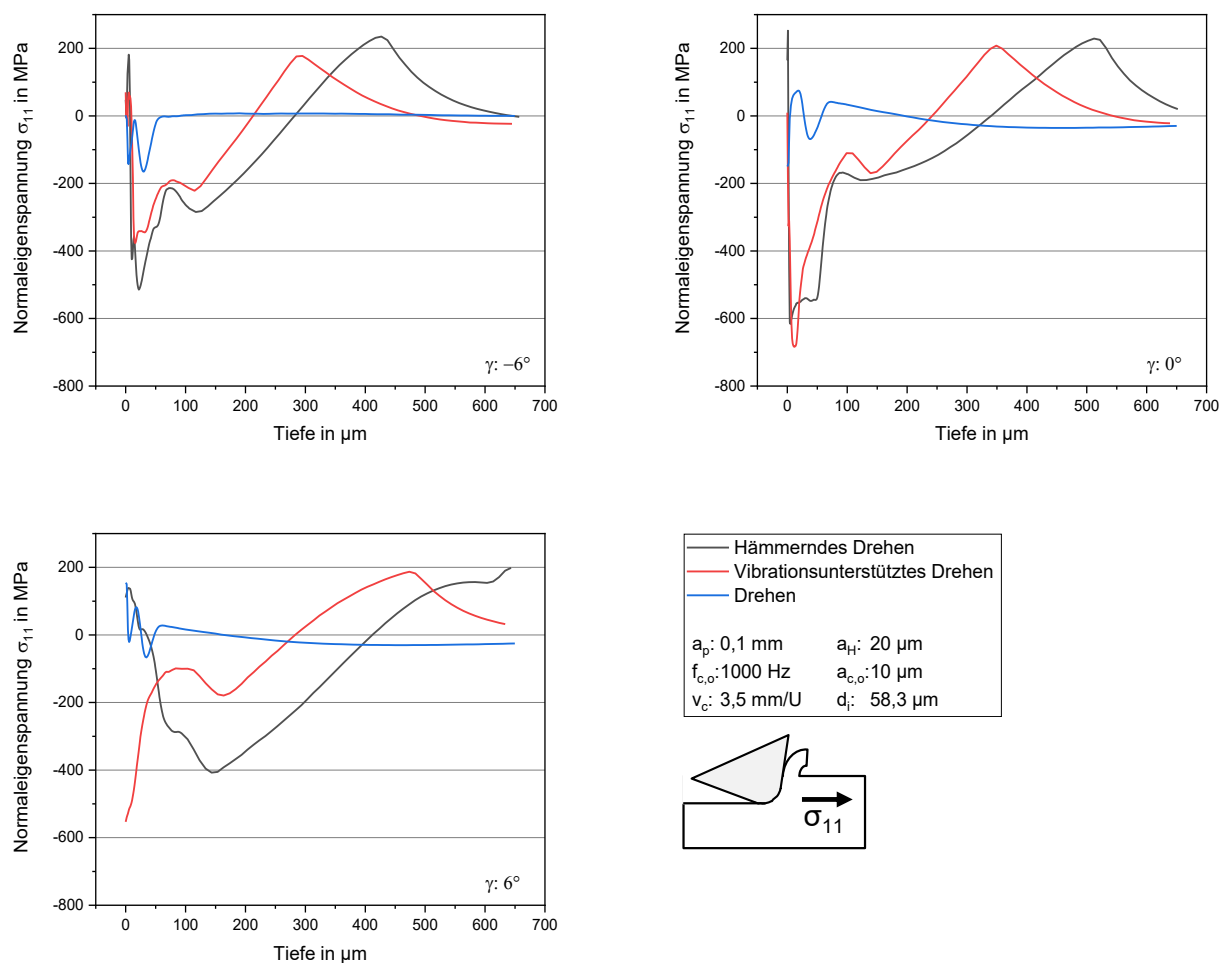


Abbildung 6-54: Simulierte 2D Eigenspannungstiefenverläufe in Schnittrichtung für das Hämmernde Drehen, vibrationsunterstützte Drehen und Drehen

Ein Spanwinkel von $\gamma = 6^\circ$ führt zu einer Überlagerung der beiden Spannungsminima, so dass nur noch ein globales Minimum in einer Tiefe von $150\text{ }\mu\text{m}$ folgt. Die sonst beim vibrationsunterstützten Drehen scharf begrenzten Minima sind hier deutlich gestreckt und haben nahezu plateauartigen Charakter, insbesondere bei einem Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$. Im Gegensatz zum vibrationsunterstützten Drehen werden hier nicht so hohe Druckeigenspannungen erreicht, dieses Spannungsplateau liegt nur im Bereich $\sigma_{11} = -600\text{--}-550\text{ MPa}$, weisen aber eine größere Tiefe von über $50\text{ }\mu\text{m}$ auf. Die veränderten Bedingungen bei einem Spanwinkel $\gamma = 6^\circ$ und dem daraus resultierenden sehr kleinen Freiwinkel $\alpha = 1^\circ$ führt zu einer großen Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück, die im Prozess mit großen Materialverschiebungen und großen Kräften einhergeht. Dies kann die große Tiefe des Eigenspannungsminimums erklären. Die Eigenspannungen nach dem Hämmernenden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen zeigen deutlich höhere und tiefere Werte als beim Drehen. Dies ist auf die höhere plastische Verformung der Randschicht durch die Hämmerhübe zurückzuführen.

6.5.4.2 Spannungen im Bauteil während des Prozesses

Sowohl beim Hämmernenden Drehen als auch beim vibrationsunterstützten Drehen kann die plastische Verformung, die ein einzelner Hämmerhub einbringt, nicht alleine betrachtet werden. Erst die Überlagerung der Werkzeugeindrücke und die Wechselwirkung deren plastisch verformter Zonen bewirken die Einbringung von Eigenspannungen im Bauteil. Die Reichweite des Werkzeugs kann somit die tatsächliche Fläche des Werkzeugeindrucks deutlich überschreiten. In Abbildung 6-55 ist die Entwicklung der im Prozess auftretenden Spannungen im Bauteil über fünf Werkzeugeindrücke dargestellt. Es handelt sich hierbei nicht um Eigenspannungen, da diese nicht im thermischen und mechanischen Gleichgewicht vorliegen. Bei allen Spanwinkeln ist ersichtlich, dass die höchsten Druckspannungen direkt nach dem ersten Werkzeugeindruck auftreten. Bei einem Spanwinkel $\gamma = -6^\circ$ treten für das Hämmernende Drehen größere und tiefere Druckspannungen auf, welche dementsprechend auch zu höheren Zugspannungen tiefer im Bauteil führen. Beim vibrationsunterstützten Drehen ist eine Verlagerung der Spannungen bis zum dritten Werkzeugeindruck zu beobachten, während dies beim Hämmernenden Drehen hauptsächlich auf die ersten beiden beschränkt ist. Beim Hämmernenden Drehen findet kaum eine Verlagerung der oberflächennahen Spannungen bis in eine Tiefe von $50\text{ }\mu\text{m}$ statt, es kommt jedoch zu einem Spannungsabbau in größerer Tiefe, der stärker ausfällt als beim vibrationsunterstützten Drehen. Für einen positiven

Spanwinkel $\gamma = 6^\circ$ zeigt sich insbesondere beim vibrationsunterstützten Drehen nahe der Oberfläche ein sehr labiles Verhalten der Spannungen. Der positive Spanwinkel resultiert in einem äußerst geringen Freiwinkel $\alpha = 1^\circ$, was starke Scherkräfte an der Oberfläche hervorruft, die zu starken Schwankungen der Spannungen in der Simulation führen können. Des Weiteren führt jeder weitere Werkzeugeindruck zu einer Umlagerung der Druckspannungen, die dadurch kontinuierlich verringert werden. Beim Hämmernenden Drehen ist aufgrund der Entkopplung und verringerten Gleitbewegung nur eine geringfügige Veränderung festzustellen. Die Druckspannungen weisen eine hohe Reichweite in der Tiefe auf, wobei deren Betrag nicht hoch ist. Ein optimaler Kompromiss stellt eine neutrale Werkzeugorientierung mit einem Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$ dar. Hierbei zeigen die Spannungen während des vibrationsunterstützten Drehens eine Veränderung der Spannungsverteilung vom ersten zum zweiten Werkzeugeindruck, während für den dritten bis fünften Werkzeugeindruck keine wesentliche Veränderung der Verteilung festgestellt werden kann. Daraus lässt sich ableiten, dass sich der Einflussbereich der plastisch verformten Zone bis zu zwei Eindrücke erstreckt, was ungefähr $120\text{ }\mu\text{m}$ entspricht. Beim Hämmernenden Drehen zeigen die Ergebnisse der Simulation, dass der Einfluss der plastisch verformten Zone größer ist, da eine Änderung der Spannungsverteilung bis zum dritten Werkzeugeindruck erkennbar ist, was einer Reichweite von ca. $180\text{ }\mu\text{m}$ entspricht. Dies lässt sich durch die Reduktion der Gleitgeschwindigkeit während des Hämmerhubs beim Hämmernenden Drehen erklären, was eine Vergrößerung der Einflusszone zu Folge hat, da auch ein rückwärtsgewandter Materialfluss stattfindet. Beim Hämmernenden Drehen liegt nach dem ersten Werkzeugeindruck ein lokal begrenztes Minimum nahe der Oberfläche vor, dies ist jedoch nicht so ausgeprägt wie beim vibrationsunterstützten Drehen. Der zweite Werkzeugeindruck verursacht jedoch eine unterschiedliche Entwicklung der Spannungen in den beiden Prozessen. Während beim vibrationsunterstützten Drehen keine wesentliche Veränderung der Charakteristik des Profils zu beobachten ist, tritt beim Hämmernenden Drehen beim zweiten Werkzeugeindruck eine deutliche Änderung auf. Das lokal begrenzte Minimum, wird zu einem plateauähnlichen Bereich mit hohen Druckspannungen von weniger als $\sigma_{11} = -850\text{ MPa}$ bis in eine Tiefe von über $50\text{ }\mu\text{m}$ aufgeweitet. Dies deutet auf einen erheblichen Materialfluss zwischen diesen Werkzeugeindrücken hin, der mit einer starken Umverteilung der Spannungen einhergeht. Diese werden durch den Materialfluss tiefer in die Randschicht eingebracht.

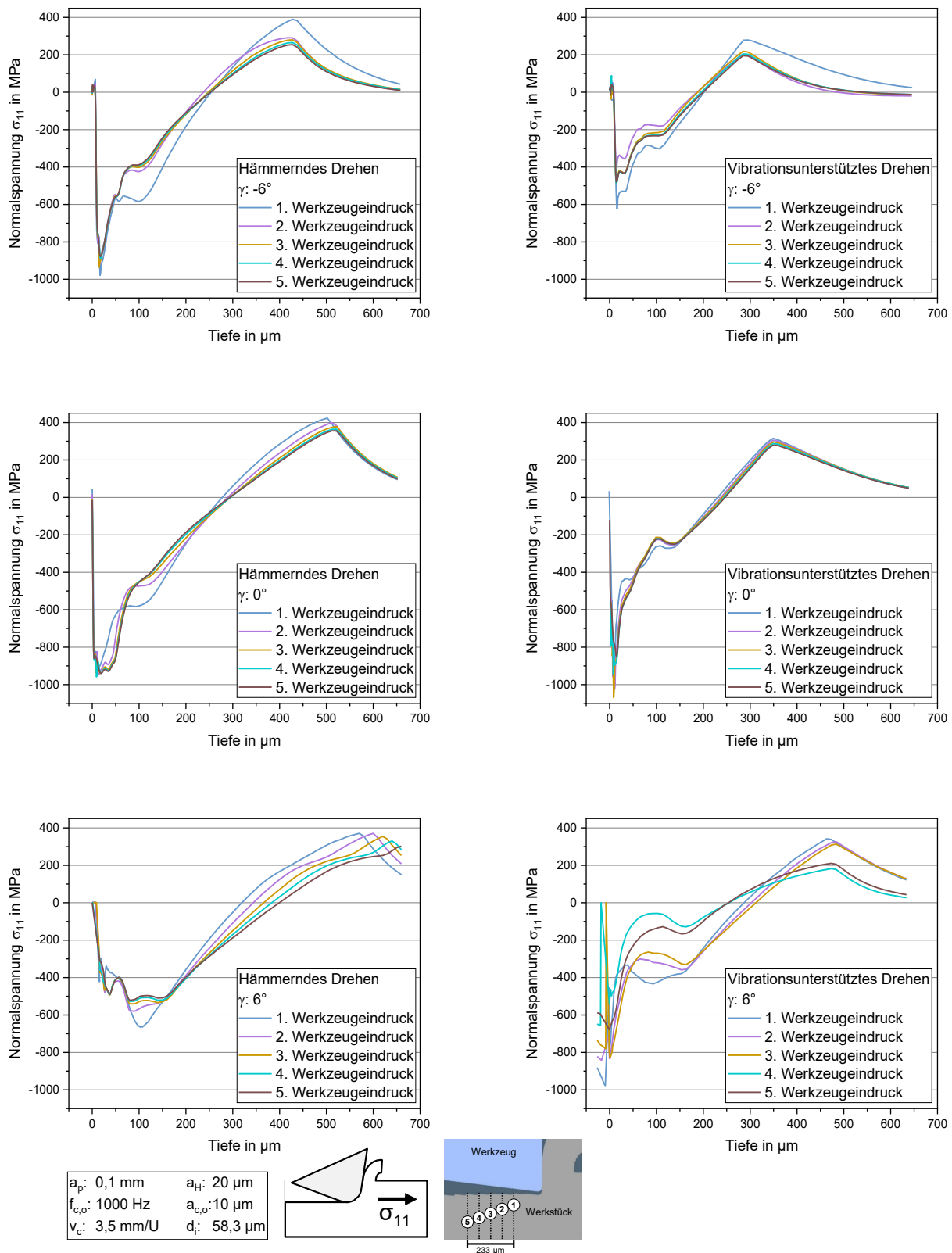


Abbildung 6-55: Entwicklung der Spannungen im Prozess über fünf Werkzeughöbe für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen

In Abbildung 6-56 ist der Übergang des Spannungszustandes hin zum Eigenspannungszustand nach der Abkühlzeit von 30 s und Entfernung des Werkzeugs dargestellt. Die Simulationen zeigen für beide Prozesse einen deutlichen Rückgang der Spannungswerte, wobei dieser für das Hämmern und Drehen deutlich ausgeprägter ist. Da die bei der niedrigen Schnittgeschwindigkeit auftretenden Temperaturen relativ niedrig sind, ist anzunehmen, dass die Spannungsrelaxation durch das Entfernen der Werkzeuggeometrie der entscheidende Faktor ist. Es bleibt jedoch bei einem Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$ das Druckspannungsplateau beim Hämmern und Drehen mit einem Wert $\sigma_{11} < -500$ MPa erhalten. Hervorzuheben ist, dass sich der Charakter des Spannungsverlaufs beim Hämmern und Drehen verändert und nach dem Entfernen des Werkzeugs Zugspannungen direkt unter der Oberfläche auftreten, die so nur geringfügig beim vibrationsunterstützten Drehen vorliegen.

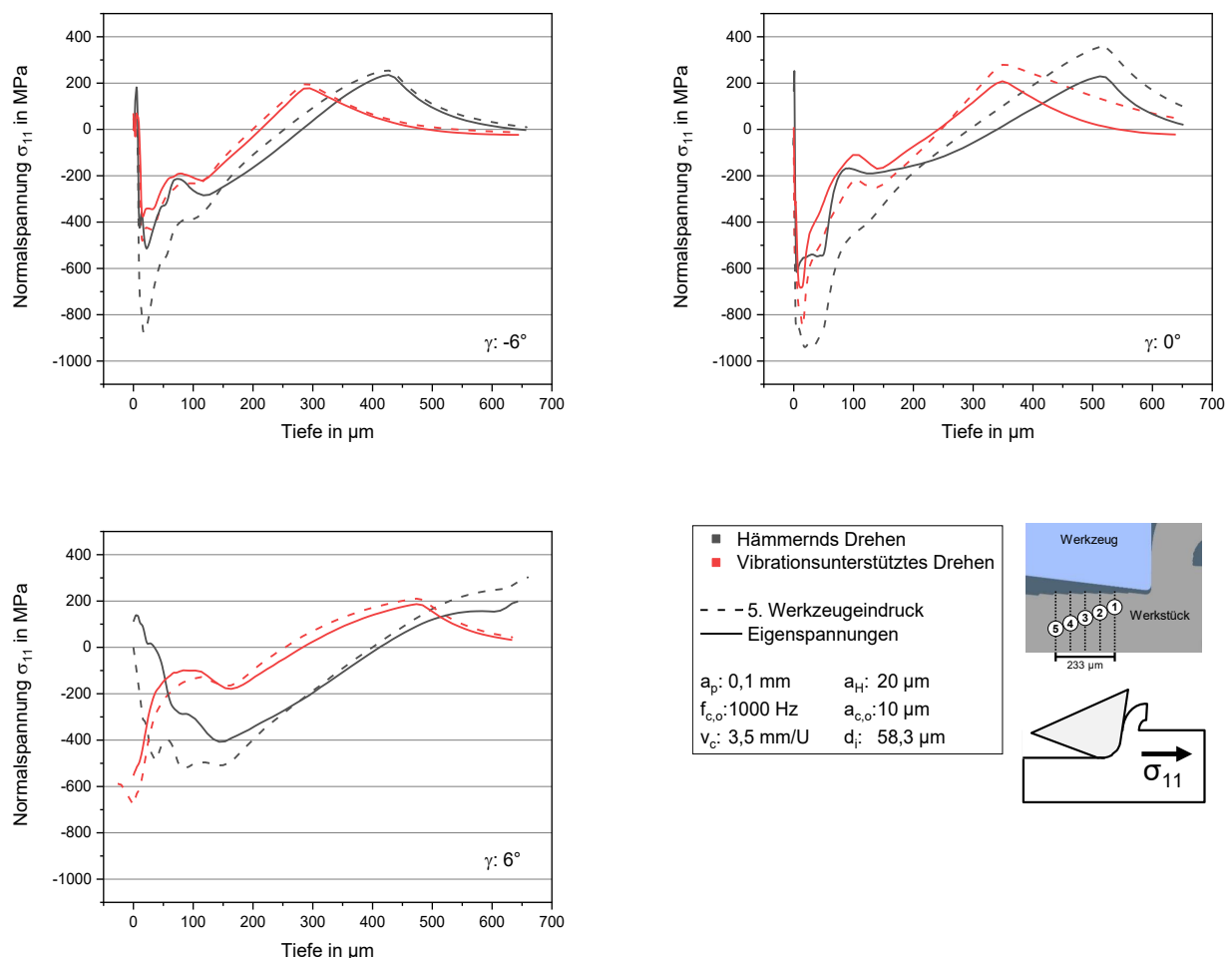


Abbildung 6-56: Spannungen und Eigenspannungen in Schnittrichtung nach Abkühlzeit und Entfernung des Werkzeugs in der Simulation

Zweidimensionale Spannungsverteilung

Die zweidimensionale FEM-Simulation ermöglicht die detaillierte Untersuchung der Spannungsverteilungen im Werkstück sowie des Werkzeugs während eines Hämmerhubs für die beiden Prozesse, was in dieser Form nur in einer Simulation möglich ist. Abbildung 6-57 visualisiert die Spannungen in σ_{11} -Richtung, der Schnittrichtung, für eine komplette Periode des Hämmernden Drehens und vibrationsunterstützten Drehens in vier charakteristischen Zeitpunkten eines Hämmerhubs. Die Abbildung 6-57 a) stellt den Zeitpunkt vor einem Hämmerhub des Hämmernden Drehens dar, in dem der positive Geschwindigkeitsanteil der überlagerten Schwingung einsetzt und die effektive Schnittgeschwindigkeit zunimmt. Es ist ein lokal begrenztes Druckspannungsmaximum direkt unter dem letzten Werkzeugeindruck zu erkennen. Dieses liegt etwa 60 μm unterhalb der Oberfläche, während direkt an der Oberfläche Zugspannungen, die aufgrund des Gleichgewichts aus Druck- und Zugspannungen bedingt sind, vorliegen. Es wird ebenfalls ersichtlich, dass zu diesem Zeitpunkt die Spannungen im Werkzeug weitestgehend verschwinden, was durch die Entkoppelung der Zerspanung bedingt ist. Für das vibrationsunterstützte Drehen in Abbildung 6-57 e) ist dieses Druckspannungsmaximum unter der Oberfläche nur minimal vorhanden, die Zugspannungen in der Oberfläche sind aber vorhanden und werden durch die aufgeprägte Kraft des Werkzeugs verstärkt. Im Werkzeug liegen jedoch deutliche Druckspannungen vor. Die Abbildung 6-57 b) und f) zeigen den Zeitpunkt der reinen Zerspanung für das vibrationsunterstützte Drehen und Hämmernde Drehen. Zugspannungen nehmen nahe der Bauteiloberfläche zu, ebenso Druckspannungen im Werkzeug. Beim Hämmernden Drehen sind die Spannungen etwas höher, da die effektive Schnittgeschwindigkeit den doppelten Betrag aufweist. Der Zeitpunkt des Hämmerhubs ist in Abbildung 6-57 c) und g) abgebildet. Während des Hämmerhubs formt sich ein Druckkegel unter der Schneidkante aus. Beim Hämmernden Drehen ist dieser wesentlich größer und tiefer als beim vibrationsunterstützten Drehen. Diese Druckspannungen führen zu einer plastischen Deformation, was die Voraussetzung für die dauerhaft anhaltende Druckspannung unter der Oberfläche ist. Beim Hämmernden Drehen kommt es zu einem Materialfluss entgegen der Schnittrichtung, infolgedessen die Randschicht direkt unter der Oberfläche komprimiert wird. Es kommt zu einer Neuordnung des Druckspannungsmaximums, das sich mit dem Werkzeug unter der Oberfläche weiterbewegt und hohe Druckspannungen hinterlässt.

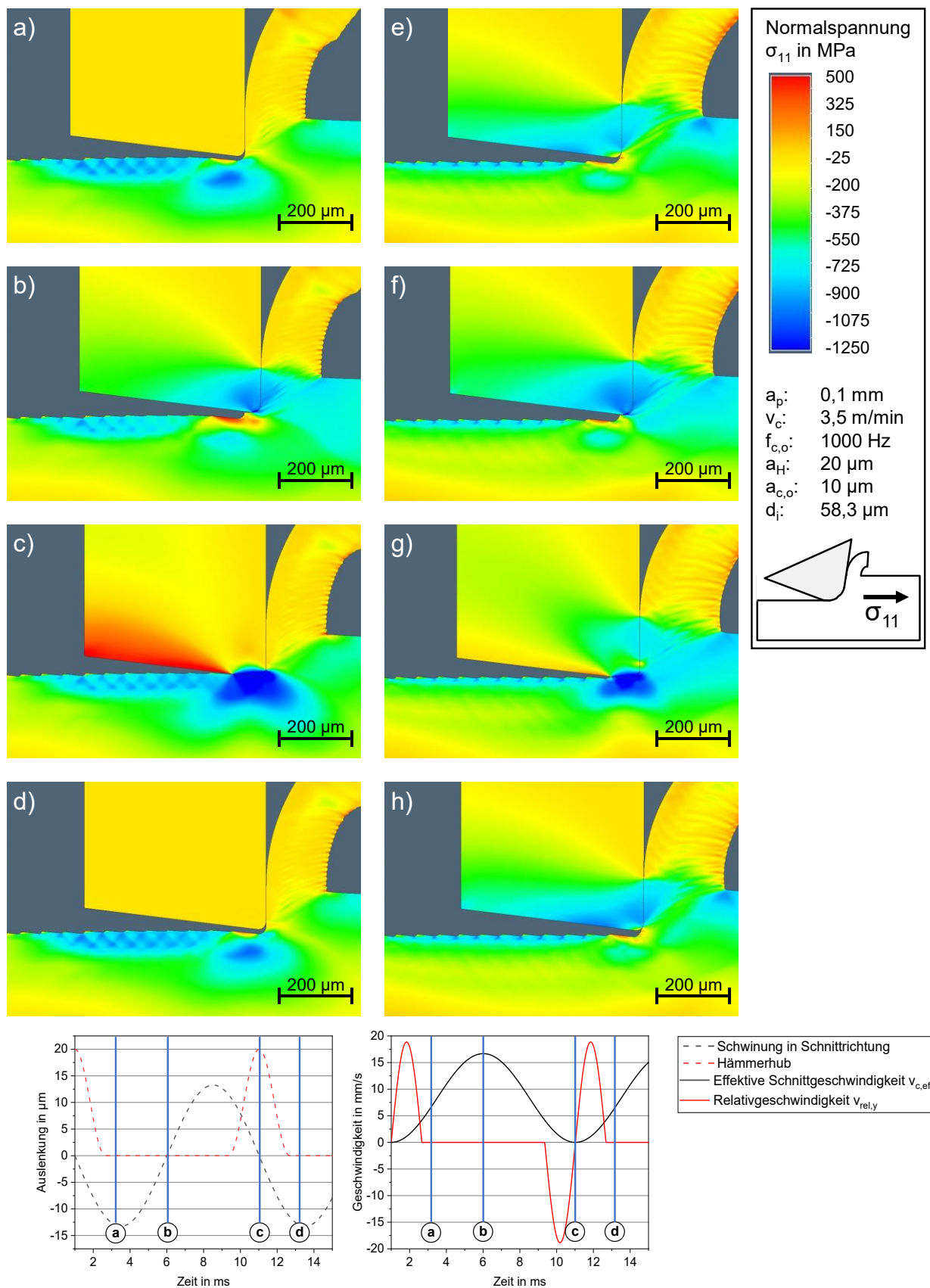


Abbildung 6-57: Spannungen in Schnittrichtung während des Hämmernden Drehens a) bis d) und vibrationsunterstützten Drehens e) bis h)

Dies ist eine Erklärung für die starke Veränderung der Eigenspannungsverteilung vom ersten zum zweiten Werkzeugeindruck, wie sie zuvor beschrieben wurde. Beim Hämmernden Drehen bauen sich hohe Zugspannungen im Werkzeug auf, die wesentlich höher sind als beim vibrationsunterstützten Drehen, da die Krafteinleitung ins Werkzeug aus Normalenrichtung zur Oberfläche erfolgt und nicht geneigt durch die überlagerte Gleitgeschwindigkeit. In Abbildung 6-57 d) und h) hebt das Werkzeug in beiden Prozessen von der Oberfläche wieder ab, wobei beim vibrationsunterstützten Drehen die Zerspanung nicht unterbrochen wird. Dadurch steht das Werkzeug weiter unter Spannung, während diese beim Hämmernden Drehen wieder abfällt. Im Vergleich zu Abbildung 6-57 a) und e) ist das Druckspannungsmaximum unter der Oberfläche um einen Eindruckabstand nach vorne gewandert und der Prozesszyklus beginnt von neuem. Die Analyse der Spannungsverteilung im Werkzeug zeigt, dass sich beim Hämmernden Drehen im Werkzeug Druck und Zugspannungen abwechseln, während beim vibrationsunterstützten Drehen hauptsächlich Druckspannungen vorliegen. Im Vergleich werden beim Hämmernden Drehen tieferreichendere Druckspannungen in die Randschicht eingebracht.

Die Eigenspannungen in der Randschicht sind in Abbildung 6-58 nach dem Abkühlschritt und dem Entfernen des Werkzeugs für das Hämmernde Drehen, vibrationsunterstützte Drehen und Drehen dargestellt. Obwohl die höheren Druckeigenspannungen nach dem vibrationsunterstützten Drehen erkennbar sind, liegen diese beim Hämmernden Drehen fast doppelt so tief in der Randschicht vor und weisen weniger starke Gradienten auf. Darüber hinaus zeigt sich eine unterschiedliche Mikrotextur auf der Oberfläche, welche für das Hämmernde Drehen eine bessere Einglättung vorweist. Neben der Topographie weisen auch die Eigenspannungen eine Textur in Schnittrichtung auf, die nicht homogen in der Randschicht vorliegt. Beim Hämmernden Drehen sind deutlich die Druckspannungsmaxima tief in der Randschicht zu sehen, die durch jeden Hämmerhub ausgebildet werden. Ebenfalls weisen die Spitzen der Topographie Zugspannungen auf, die beim vibrationsunterstützten Drehen nur minimal auftreten. Diese Zugspannungen können beim Hämmernden Drehen durch den rückwärtsgerichteten Materialfluss unter der Oberfläche bedingt sein. Beim Drehen liegen nahe der Oberfläche Zugspannungen vor, die in Schnittrichtung keinen Gradienten aufweisen.

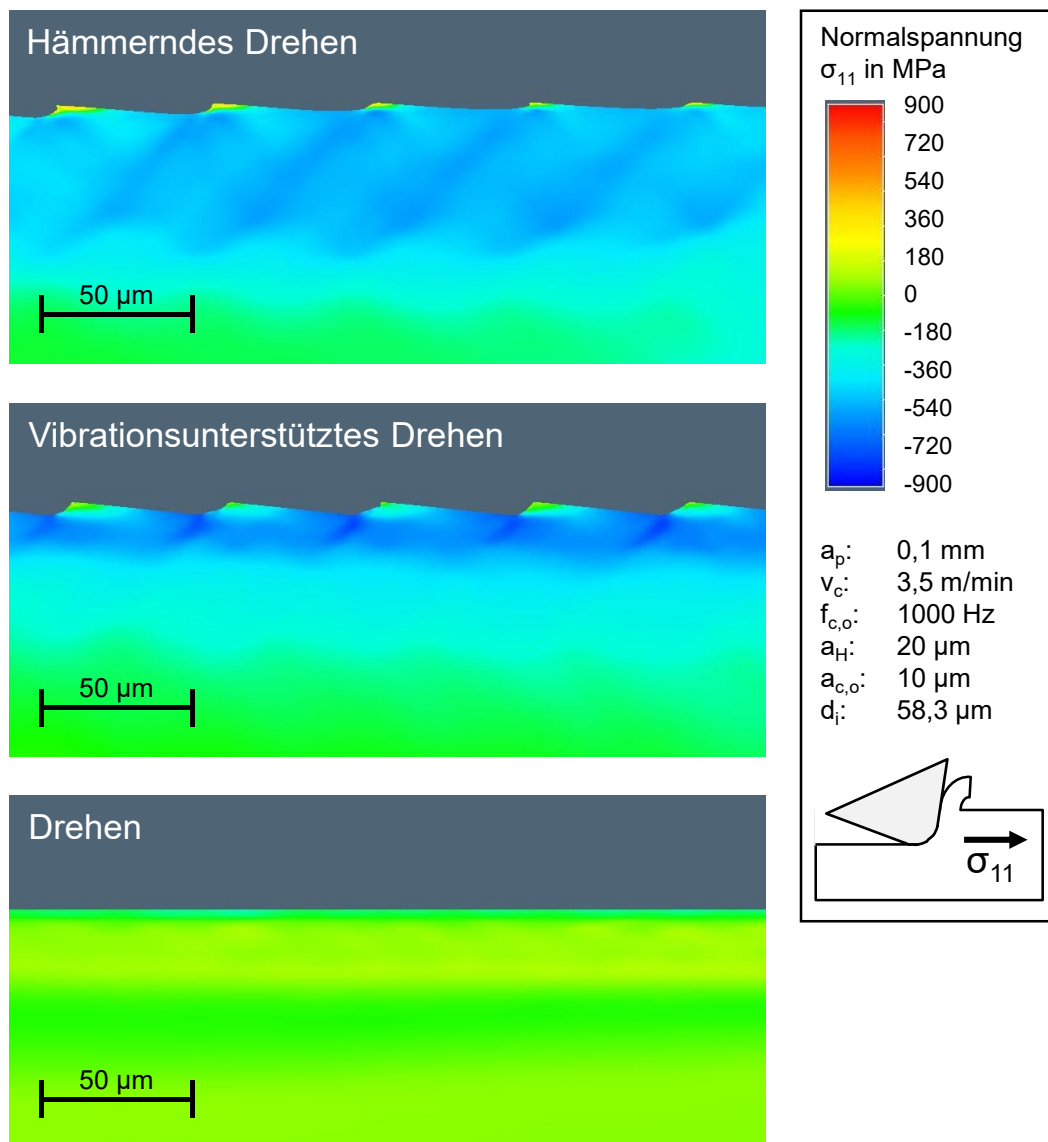


Abbildung 6-58: Verteilung der Eigenspannungen in Schnittrichtung nach dem Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen und Drehen

Weiter ermöglicht die 2D-FEM-Simulation die visuelle Darstellung des Materialflusses. Dieser ist in Abbildung 6-59 in Schnittrichtung für die zwei vibrationsunterstützten Prozesse zum Zeitpunkt eines Hämmerhubs gezeigt und für das Drehen. Es wird deutlich, dass beim Hämmernden Drehen ein rückwärtsgerichteter Materialfluss zu beobachten ist, während dies beim vibrationsunterstützten Drehen kaum der Fall ist. Dieser reicht beim Hämmernden Drehen deutlich über die Länge eines Werkzeugeindrucks hinaus und verformt damit bestehende Eindrücke plastisch, was auch zu Ausbildung der unterschiedlichen Topographietextur führt. Beim vibrationsunterstützten Drehen hingegen wird nur ein hauptsächlich nach vorne gerichteter Materialfluss beobachtet, der in den Span übergeht. Zudem sind unterschiedliche Spandicken zu beobachten. Beim Hämmernden Drehen ist der Span dünner und der Scherwinkel steiler als beim

vibrationsunterstützten Drehen und Drehen. Dies ist auf die höhere effektive Schnittgeschwindigkeit und den hochfrequent unterbrochenen Schnitt zurückzuführen. Die größte Spanstauchung weist das vibrationsunterstützte Drehen auf. Die Modellierung der Prozesse, bei den es sich um dreidimensionale Prozesse des Außenlängsdrehens handelt, in einer zweidimensionalen Simulation stellt eine wesentliche Abstraktion dar. Die 2D-FEM-Simulation ermöglicht aber eine feine räumliche Diskretisierung bei akzeptablen Rechenzeiten. Der sonst dreidimensionale Spannungszustand und Materialfluss kann nur planar zweidimensional dargestellt werden, was im realen Prozess nur unmittelbar senkrecht unter der Schneidkante der Fall ist. Die Ergebnisse der Simulation können daher nur bedingt quantitative Werte liefern, helfen aber beim Prozessverständnis der wirkenden Mechanismen.

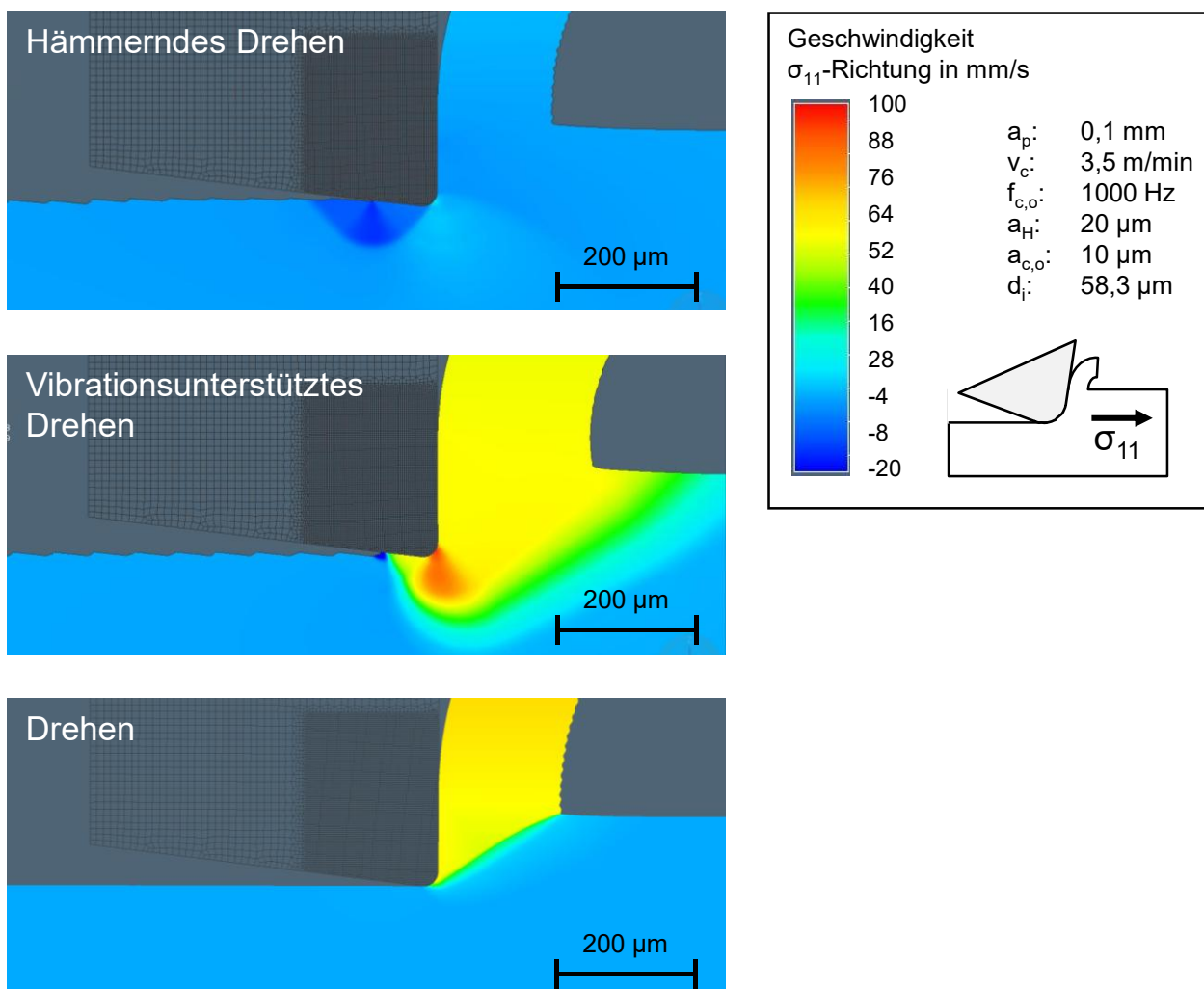


Abbildung 6-59: Materialfluss in Schnitttrichtung beim Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen und Drehen

6.5.4.3 Eigenspannungsmessungen

In der Abbildung 6-60 werden die röntgenographisch gemessenen Eigenspannungstiefenverläufe der Proben des Hämmernden Drehens, vibrationsunterstützten Drehens und Drehens für die σ_{11} - und σ_{22} -Spannungskomponenten dargestellt. Die beiden vibrationsunterstützten Prozesse zeigen einen erheblichen Aufbau von Druckeigenspannungen von $\sigma_{22} < -450$ MPa und $\sigma_{11} < -1000$ MPa. Auch die Eigenspannungen der reinen Zerspanung sind an der Oberfläche im Druckspannungsbereich deutlich ausgeprägt, was auf die niedrige Schnittgeschwindigkeit und große Schneidkantenverrundung zurückzuführen ist. Diese sind jedoch nicht sehr tiefreichend und fallen nach ca. 50 μm ab. Bei der σ_{22} -Eigenspannungskomponente der beiden vibrationsunterstützten Prozesse resultiert der für eine mechanische Oberflächenbehandlung typische Verlauf, der sein Minimum unterhalb der Oberfläche aufweist. In diesem Fall liegen die Minima beider vibrationsunterstützter Prozesse in einer Tiefe von ca. 100 μm unter der Oberfläche, während die Druckeigenspannungen über 200 μm in die Randschicht hineinreichen. Im Vergleich zum vibrationsunterstützten Drehen zeigt das Hämmernde Drehen etwas höhere Druckeigenspannungen von $\sigma_{22} < -500$ MPa. Die σ_{11} -Eigenspannungskomponente zeigt Profile mit einem Minimum an der Oberfläche, reichen aber in ähnlich große Tiefe in die Randschicht hinein. Die Druckeigenspannungen sind für das vibrationsunterstützte Drehen etwas größer als für das Hämmernde Drehen mit $\sigma_{11} < -1150$ MPa. Bezüglich der Normalspannungen zeigen sich bei den Prozessen vibrationsunterstütztes Drehen und Hämmerndes Drehen sehr ähnliche Eigenspannungstiefenverläufe, sowohl in der Qualität als auch in der Quantität.

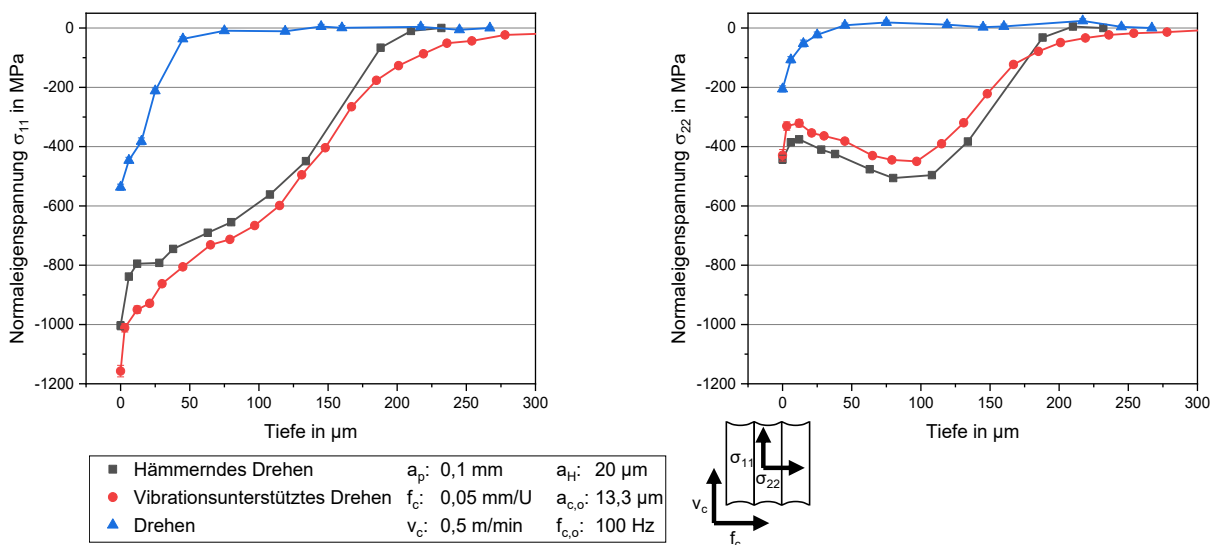


Abbildung 6-60: Gemessene Eigenspannungstiefenverläufe σ_{11} und σ_{22} nach dem Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen und Drehen

Die Auswertung der τ_{12} -Scherspannungskomponente in Abbildung 6-61 zeigt einen markanten Unterschied zwischen dem Hämmernden Drehen und vibrationsunterstützten Drehen. Die Messung der gedrehten Probe ergab Scherspannungen $\tau_{12} < -145$ MPa an der Oberfläche. Für das vibrationsunterstützte Drehen liegen die Scherspannungen ebenfalls in diesem Bereich und reichen bis über 200 µm in die Randschicht. Das Spannungsprofil besitzt oberflächennah ein Plateau und steigt dann weiter zur Oberfläche hin an. Hier wird deutlich, dass die Ausformung der Mikrotextur mit einer Überlagerung der Gleitgeschwindigkeit zu starken Scherungen in der Randschicht führt und der spanende Charakter erhalten bleibt. Im Gegensatz dazu ist die Schereigenspannung beim Hämmernden Drehen betragsmäßig geringer und erreicht maximal $\tau_{12} < -90$ MPa in einer Tiefe von ca. 50 µm. Der qualitative Verlauf ist dabei zu beachten, da er nicht, wie bei den anderen Prozessen, zur Oberfläche hin abfällt, sondern steigt und an der Oberfläche nur einen Wert von $\tau_{12} = -50$ MPa aufweist. Es erfolgt hier eine geringere Scherung der oberflächennahen Randschicht, welche durch den rückwärtsgewandten Materialfluss teilweise wieder abgebaut wird. Zudem ist die Reichweite der Scherspannungen nicht so tief wie beim vibrationsunterstützten Drehen und reicht nur bis ca. 150 µm. Die Eigenspannungstiefenverläufe legen nahe, dass eine mechanische Oberflächenbehandlung der Randschicht von bis zu 200 µm erfolgt, die eine deutliche Steigerung der Druckeigenspannung mit einem typischen Profil für diese Prozesse zu Folge hat.

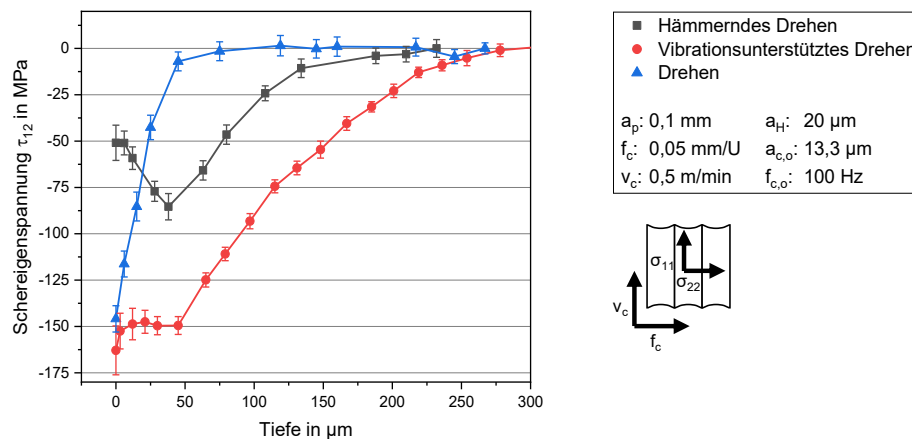


Abbildung 6-61: Gemessene Eigenspannungstiefenverläufe τ_{12} nach dem Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen und Drehen

6.5.5 Diskussion und Zusammenfassung der Randschichtzustände

Die Untersuchung des Einflusses der Prozessstellgrößen auf die Topographie und die Eigenspannungen an der Oberfläche zeigt, dass durch die Wahl des Vorschubs, der Schnittgeschwindigkeit und des Hämmerhubs hohe Druckeigenspannungen in die Randschicht eingebracht und gleichzeitig Topographien von geringer Höhe erzeugt werden können. Diese zerstörungsfreien Analysemethoden erlauben es jedoch nicht, das Tiefenprofil der Randschichtzustände zu untersuchen. Aus diesem Grund wurden zerstörende Prüfverfahren eingesetzt, um diese Verläufe zu bestimmen. Bei allen Prozessen konnte ein Anstieg der Mikrohärtigkeit bis in eine Tiefe von ca. 100 µm erfasst werden. Eine Kaltverfestigung der Randschicht konnte durch die röntgenographische Halbwertsbreite nachgewiesen werden, die für die beiden vibrationsunterstützten Prozesse eine Zunahme von Versetzungen und Gitterfehlern bis zu einer Tiefe von 200 µm zeigt, während diese beim Drehen nur 50 µm beträgt. Die Werte direkt an der Oberfläche des Hämmernden Drehens sind vergleichbar mit den Werten beim Drehen, beide liegen unter den Werten des vibrationsunterstützten Drehens. Dies weist darauf hin, dass das Hämmernde Drehen die Charakteristik des Drehens aufweist, bei dem weniger Scherung an der Oberfläche erfolgt. Mithilfe der 2D-FEM-Simulation wurde ebenfalls der Bereich untersucht, der eine plastische Dehnung erfährt. Es konnten hier eine ähnliche Tiefenwirkung von 200 µm bei den beiden vibrationsunterstützten Prozessen und 50 µm beim Drehen identifiziert werden. Dies legt nahe, dass der Anstieg der Halbwertsbreite ebenfalls auf plastische Verformung zurückzuführen ist. Die Untersuchung des oberflächennahen Gefüges mittels der Focused-Ion-Beam-Mikroskopie zeigt für das

Hämmernde Drehen eine nanokristalline Schicht von 3,34 μm dicke, die scharf vom Grundgefüge abgegrenzt ist, ohne einen breiten, stark gescherten Übergangsbereich aufzuweisen. Die Körner wirken gestaucht und die geringe Scherung kann erklärt werden durch den rückwärtsgewandten Materialfluss beim Hämmernden Drehen, der diese verringert. Die Verzerrung des Gefüges ist beim Drehen und vibrationsunterstützten Drehen deutlich ausgeprägt. Beim vibrationsunterstützten Drehen tritt eine starke Scherung der Oberfläche auf, die einerseits zu einer inhomogenen Dicke der nanokristallinen Schicht führt und andererseits Risse im Material hervorrufen kann. Der Eigenspannungstiefenverlauf wurde sowohl experimentell als auch mit einem vereinfachten 2D-FEM-Modell simulativ ermittelt, wobei die Entstehung der Eigenspannungen analysiert wurde. In der Simulation wurde ein Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$ und Freiwinkel $\alpha = 7^\circ$ identifiziert, für den die höchsten Druckeigenspannungen vorliegen. Ebenfalls konnte gezeigt werden, dass die eingebrachte plastische Verformung bei Entkoppelung der Gleitgeschwindigkeit zu einem Druckeigenspannungsplateau direkt unter der Oberfläche führt. Obwohl die Beträge der Druckeigenspannungen geringer sind als beim vibrationsunterstützten Drehen, reichen diese weiter in die Randschicht hinein. In der Simulation wurde auch die Reichweite der Wirkzone der Werkzeugeindrücke in Schnittrichtung untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass beim vibrationsunterstützten Drehen die Eigenspannungen durch den nachfolgenden Werkzeugeindruck stark beeinflusst werden, was einer Reichweite von ca. 120 μm entspricht, während beim Hämmernden Drehen durch die Entkopplung die Reichweite der Wirkzone auf ca. 180 μm gesteigert werden kann. Die Verläufe der Eigenspannungsprofile entsprechen beim vibrationsunterstützten Drehen am ehesten einer Streckung der Oberfläche, die zu einem Spannungsminimum an dieser führt. Dies kann auf den hohen Gleitanteil bei der plastischen Verformung zurückgeführt werden. Im Gegensatz dazu zeigt sich beim Hämmernden Drehen ein Verlauf der Eigenspannung, der ähnlich einer Hertzschen Pressung mit einem Minimum unter der Oberfläche ist bzw. wie in diesem Fall zu einem Plateau führt. Was darauf hindeutet, dass die plastische Verformung nur unter geringen tangentialen Kräften erfolgt. Im Vergleich zu den röntgenographischen Messungen des Eigenspannungstiefenverlaufs zeigt die Simulation geringere Werte. Die Simulation des Hämmernden Drehens und des vibrationsunterstützten Drehens ermittelt Druckeigenspannungen in Schnittrichtung im Bereich $\sigma_{11} = -500 \text{--} -600 \text{ MPa}$, während in den Messungen höhere Werte $\sigma_{11} < -1000 \text{ MPa}$ gemessen wurden. Dieser Unterschied lässt sich durch verschiedene Faktoren erklären. In der Simulation ist aufgrund der Abstraktion

durch das 2D-Modell lediglich eine Betrachtung in Schnittrichtung möglich. Der Einfluss benachbarter Werkzeugwege, die einen signifikanten Einfluss auf die Spannungen haben, kann nicht berücksichtigt werden. Ein weiterer Einflussfaktor ist die Größe des simulierten Materialvolumens. In der Simulation liegen im Bauteilinneren starke Zugspannungen vor, da die Druckeigenspannungen an der oberflächennahen Schicht ausgeglichen werden und ein Spannungsgleichgewicht vorliegen muss. In den Messungen liegen aufgrund des großen Probenvolumens nur geringfügig Zugspannungen vor, da wesentlich mehr Material vorhanden ist, das die Zugspannungen aufnehmen kann. Dies führt zu deutlich höheren oberflächennahen Druckeigenspannungen, obwohl die Differenz zwischen maximaler und minimaler Spannung ähnlich ist. Die gemessenen σ_{11} -Eigenspannungen weisen in Schnittrichtung ein Profil auf, wie es für die Streckung der Oberfläche mit einem Spannungsminimum direkt an dieser typisch ist. Die Zerspanung bei niedriger Schnittgeschwindigkeit führt zu niedrigen Temperaturen, was wärmebedingte Zugeigenspannungen vermeidet. Durch die zusätzliche plastische Verformung bei den beiden vibrationsunterstützten Prozessen kommt es zu einer Streckung. Da beim experimentellen Hämmern Drehen auch eine tangentielle Kraft nicht zu vermeiden ist, tritt aber kein reines Spannungsprofil wie bei einer reinen Hertzschen Pressung auf. Doch weist das Profil eine leichte Andeutung des Spannungsminimums unter der Oberfläche in Form eines Sattelpunkts auf und die Druckeigenspannungen sind geringfügig kleiner als beim vibrationsunterstützten Drehen. In Vorschubrichtung, (σ_{22} -Komponente) liegen die Minima für das Hämmern Drehen und das vibrationsunterstützte Drehen unterhalb der Oberfläche, was typisch für eine Hertzsche Pressung ist. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Gleitanteil des Vorschubs in diese Richtung vernachlässigbar klein ist und es somit kaum zu einer Streckung der Oberfläche kommt. Die Eigenspannungsprofile sind hier nahezu identisch für beide Prozesse. Durch die plastische Verformung während der Reduktion der Schnittgeschwindigkeit beim Hämmern Drehen ist dies näher an einer idealen Hertzschen Pressung und die Druckeigenspannungen sind geringfügig größer als beim vibrationsunterstützten Drehen ohne Reduktion der Schnittgeschwindigkeit. Die Profile zeigen typische Verläufe, wie sie für eine mechanische Oberflächenbehandlung charakteristisch sind, mit einer Tiefe der Druckeigenspannungen über 200 μm (Schütz 1993). Die Messung der Schereigenspannung zeigt, dass für das vibrationsunterstützte Drehen ähnliche Scherungen wie beim Drehen auftreten und das Minimum an der Oberfläche liegt. Für das Hämmern Drehen wurde eine deutliche Reduktion der Schereigenspannungen an

der Oberfläche festgestellt, was darauf hindeutet, dass der rückwärtsgewandte Materialfluss zu einer Verringerung der oberflächennahen Scherung führt. In Tabelle 6-5 sind für die gemessenen Randschichtzustände die maximalen bzw. minimalen Werte sowie die Tiefe, bis zu der die Veränderung des Randschichtzustandes reicht, aufgelistet.

Tabelle 6-5: Maximal- bzw. Minimalwerte der Randschichtzustände und deren Reichweite für das Hämmern, vibrationsunterstütztes Drehen und Drehen

Messgröße	Hämmern des Drehen		Vibrationsunterstütztes Drehen		Drehen	
	Wert	Tiefe in μm	Wert	Tiefe in μm	Wert	Tiefe in μm
Mikrohärte	440 HV0,01	100	420 HV0,01	100	410 HV0,01	100
Halbwertsbreite	3,47 °	200	3,95 °	200	3,19 °	50
Nanokristalline Randschicht	-	3,34	-	1,09	-	1,47
Eigenspannung σ_{11}	-1004 MPa	200	-1157 MPa	250	-537 MPa	50
Eigenspannung σ_{22}	-506 MPa	200	-450 MPa	225	-205 MPa	50
Eigenspannung τ_{12}	-85 MPa	150	-163 MPa	250	-146 MPa	75

6.6 Bauteilverhalten

Eine isolierte Betrachtung der Randschichtzustände erlaubt noch keine Aussage über das Bauteilverhalten, das für den praktischen Einsatz relevant ist. Dieses ergibt sich aus der Wechselwirkung aller Randschichtzustandsgrößen mit sich selbst und den äußeren Bedingungen.

6.6.1 Tribologische Untersuchung

Die Topographie und Härte sind zwei entscheidende Größen, die das tribologische Verhalten beeinflussen können. Dies wurde auf zwei unterschiedlichen Tribometern untersucht.

6.6.1.1 Zylinder-auf-Scheibe-Tribometer

Das tribologische Verhalten in einem lokalisierten, sehr abrasiven Szenario wurde auf dem Zylinder-auf-Scheibe Tribometer untersucht. Hierbei wurde sowohl die Topographie als auch die sehr oberflächennahe Randschicht einbezogen, da bei diesem Aufbau ein stark lokalisierter tribologischer Kontakt zu lokalem Verschleiß und infolgedessen zu einer Veränderung der Topographie und Materialabtrag führt. Dadurch werden neben der Topographie auch die tribologischen Eigenschaften des Grundwerkstoffs und insbesondere dessen Verschleißverhalten untersucht.

Gleitreibungskoeffizienten

In Abbildung 6-62 a) und b) sind die ermittelten Gleitreibungskoeffizienten μ_G für Proben der drei Prozesse über einen Gleitgeschwindigkeitsbereich $v_g = 20\text{--}2000\text{ mm/s}$, mit unterschiedlicher Relativrichtung dargestellt. Es wurde das Kurzzeitverhalten untersucht, da jede der 15 Gleitgeschwindigkeitsstufen nur 20 s lang gehalten wurde. Infolgedessen spielt der Verschleiß keine entscheidende Rolle und stattdessen ist der Einflussfaktor der Topografie ausgeprägter. Die Gleitreibungskoeffizienten der beiden durch das Hämmern und vibrationsunterstützte Drehen texturierten Oberflächen, zeigen einen ähnlichen Verlauf. Mit zunehmender Gleitgeschwindigkeit sinkt der Gleitreibungskoeffizient, bleibt jedoch im mittleren Bereich auf einem Plateau. Für die Topografie des Hämmerns ist eine Anisotropie des Reibungskoeffizienten für die Richtung der Relativgeschwindigkeit bei niedrigen Gleitgeschwindigkeiten zu beobachten. Bei einer Bewegung in Gegenrichtung zur Bearbeitung treten höhere Werte auf. Dieser Effekt nimmt jedoch mit steigender Gleitgeschwindigkeit ab. Für die Oberflächen des vibrationsunterstützten Drehens könnte auch eine Anisotropie vorliegen. Da diese jedoch nicht ausgeprägt ist, sind Messungenauigkeiten denkbar, da hohe Standardabweichungen vorliegen. In Abbildung 6-62 c) sind die Reibungskoeffizienten gemittelt über beide Richtungen aufgetragen. Bei beiden mikrotexturierten Oberflächen sind die Werte höher als die der gedrehten Oberflächen und nähern sich erst bei einer sehr hohen Gleitgeschwindigkeit $v_g = 2000\text{ mm/s}$ an deren Werte an. In ähnlicher Weise ist für die gedrehten Oberflächen bei einer kleinen Gleitgeschwindigkeit $v_g = 20\text{ mm/s}$ ein Anstieg des Reibungskoeffizienten zu beobachten, der sich dem der mikrotexturierten Oberflächen annähert. Dies lässt darauf schließen, dass die Mikrostrukturen das Aufschwimmen auf dem Ölfilm abschwächen, dadurch den Ausklinkpunkt zu

höheren Gleitgeschwindigkeiten verschieben und so im mittleren Gleitgeschwindigkeitsbereich einen erhöhten Reibungskoeffizienten bewirken.

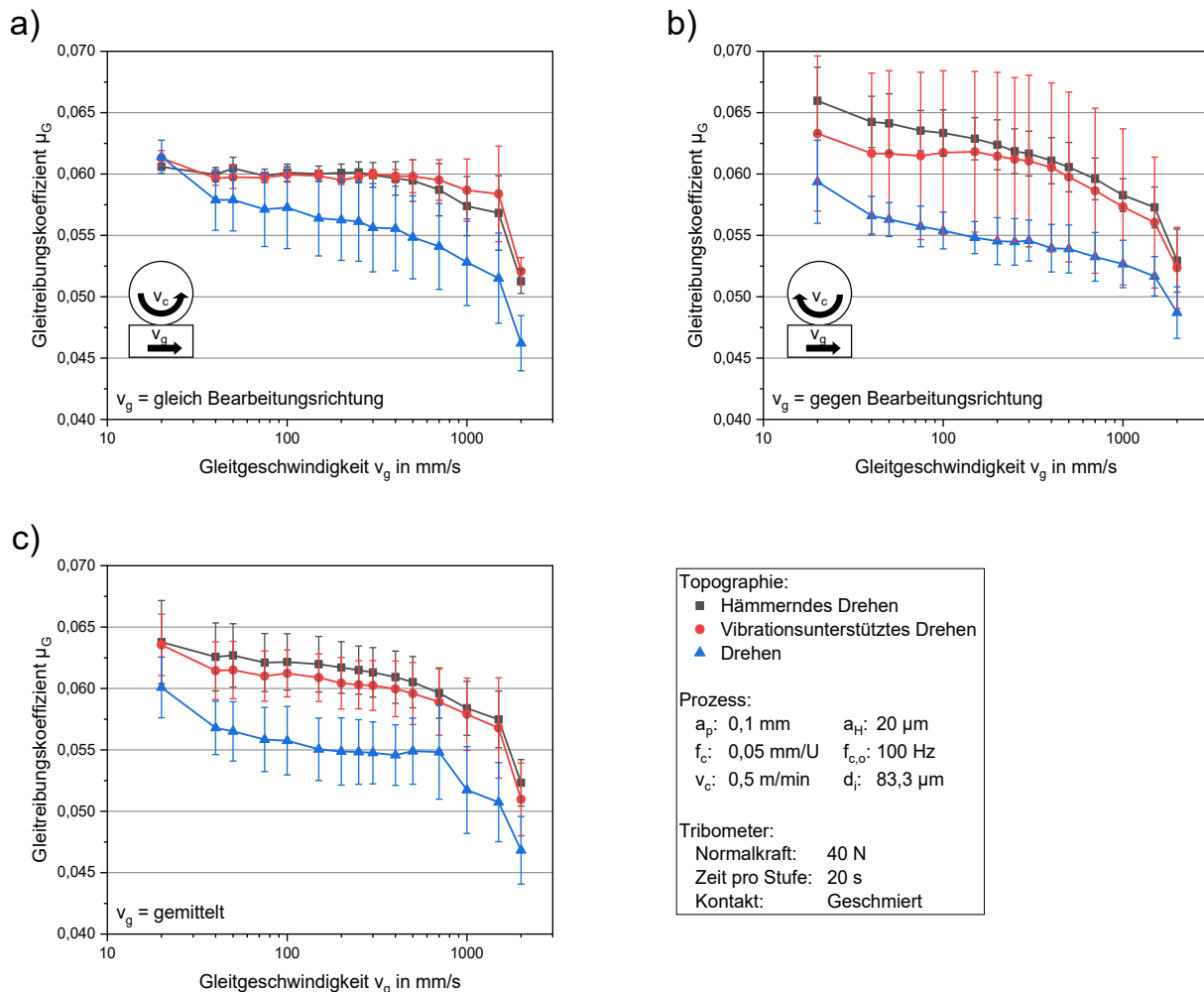


Abbildung 6-62: Kurzzeitverhalten der Zylinder-auf-Scheibe Gleitreibungskoeffizienten μ_G im Gleitgeschwindigkeitsbereich $v_g = 20\text{--}2000\text{ mm/s}$ für unterschiedliche Relativrichtung a), b) und gemittelt c)

Die zeitliche Entwicklung des tribologischen Verhaltens hinsichtlich des Gleitreibungskoeffizienten ist in Abbildung 6-63 über eine längere Zeitspanne hinweg dargestellt. Es wurde jede Gleitgeschwindigkeitsstufe für 100 Sekunden gehalten und die Geschwindigkeitsrampe dreimal iteriert. Diese tribologische Belastung über insgesamt 4500 s führte zu einem Abtrag der Topographie. Dementsprechend ist der Grundwerkstoff für das tribologische Verhalten maßgebend, weshalb keine Differenzierung der Gleitgeschwindigkeitsrichtung vorgenommen wurde. Für alle Proben kann im Vergleich zum kurzzeitigen Kontakt eine deutliche Abhängigkeit von der Gleitgeschwindigkeit festgestellt werden. Diese lässt sich durch eine Vergrößerung der Kontaktfläche und durch eine mögliche Verringerung des zur Verfügung stehenden Schmierstoffs durch Austrag

erklären. Es kommt zu einem Anstieg des Gleitreibungskoeffizienten mit zunehmender Wiederholungszahl, wobei dieser Effekt bei niedriger Gleitgeschwindigkeit stärker ausgeprägt ist als bei hoher. Eine Ausnahme stellt die Probe des vibrationsunterstützten Drehens dar, bei der sich bei mittleren und hohen Gleitgeschwindigkeiten eine Reduktion des Reibungskoeffizienten zeigt. Dies ist aber nur minimal ausgeprägt. Bei den anderen Proben ist eine deutliche Änderung vom ersten zum zweiten Versuchsdurchlauf zu verzeichnen. Bei den beiden mikrotexturierten Proben ist durch den zunehmenden Verschleiß eine größere Abhängigkeit der Gleitgeschwindigkeit zu beobachten, während diese für die gedrehte Oberfläche nahezu konstant bleibt. Alle Messwerte weisen eine hohe Standardabweichung auf

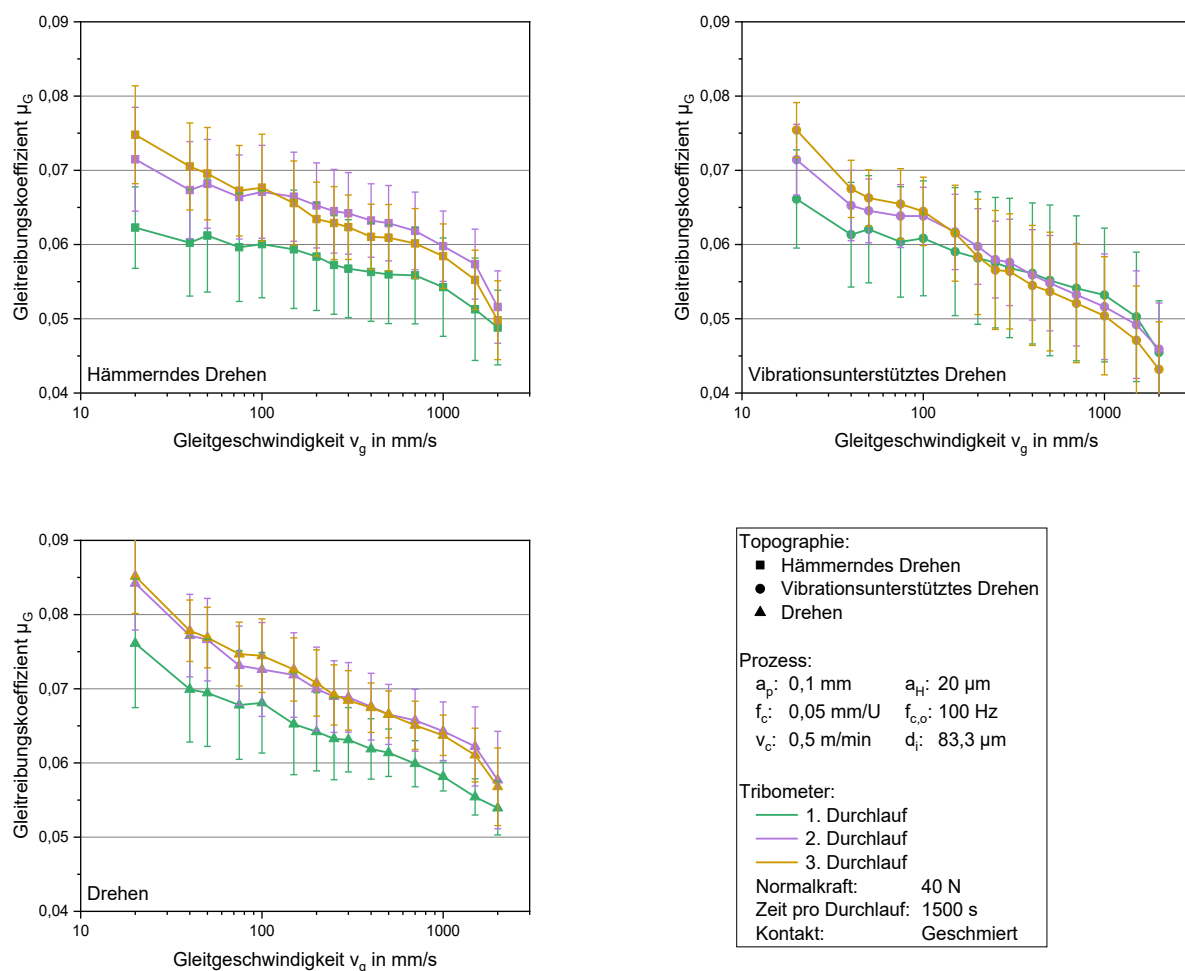


Abbildung 6-63: Zeitverhalten der Zylinder-auf-Scheibe Gleitreibungskoeffizienten μ_G im Gleitgeschwindigkeitsbereich $v_g = 20\text{--}2000$ mm/s für 4500s

Bei dieser Art der tribologischen Untersuchung ist neben der Betrachtung der Reibungskoeffizienten auch der Materialabtrag von entscheidender Bedeutung. Um diesen zu quantifizieren, wurde die Verschleißfläche an den zylindrischen Proben ermittelt, die

in Abbildung 6-64 dargestellt ist. Die Ergebnisse zeigen, dass der Materialabtrag für alle drei Arten der Oberfläche ähnlich ist, wobei dieser bei der vibrationsunterstützt gedrehten Probe geringfügig kleiner ausfällt und bei der gedrehten etwas größer als für das Hämmernde Drehen. Somit ist der Materialabtrag bei allen Proben ähnlich und es lagen für die tribologischen Untersuchungen auch vergleichbare Randbedingungen vor, was die Kontaktfläche betrifft. Diese Untersuchung zeigt, dass Mikrotexturen im kurzzeitigen tribologischen Kontakt den Einfluss der Geschwindigkeitsabhängigkeit, insbesondere bei niedrigen Gleitgeschwindigkeiten, reduzieren können. Hämmernd gedrehte Oberflächen weisen hierbei eine leichte Anisotropie des Reibungskoeffizienten auf und können diesen erhöhen. Durch den Abtrag der Topographie verändert sich das tribologische Verhalten erheblich und die Geschwindigkeitsabhängigkeit nimmt stark zu, wobei für alle Oberflächen der Materialabtrag ähnlich verläuft. Für die gedrehten Oberflächen konnte hierbei ein geringfügig erhöhter Reibungskoeffizient festgestellt werden.

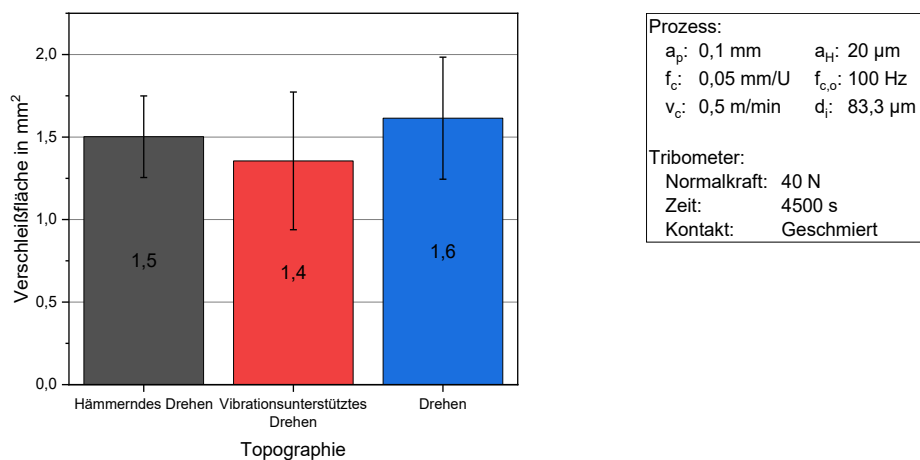


Abbildung 6-64: Verschleißfläche nach tribologischer Untersuchung über 4500 s auf dem Zylinder-auf-Scheibe-Tribometer

6.6.1.2 Zylinder-auf-Pin-Tribometer

Zur tribologischen Untersuchung der Mikrotexturen wurde ein Tribometer konzipiert, bei dem der lokalisierte Verschleiß durch eine Rotation auf die Mantelfläche der zylindrischen Proben verteilt wird und der lokalisierte Verschleiß auf dem Reibpartner auftritt. Dies wurde in der Zylinder-auf-Pin-Anordnung durchgeführt, wobei neben der Gleitgeschwindigkeit und der Richtung auch die Kontaktkräfte variiert wurden.

Gleitreibungskoeffizient

Die Bestimmung des Gleitreibungskoeffizienten in reversierende Richtung erfolgte unter stufenloser Variation der Normalkraft im Bereich 10–120 N. Diese sind für die drei untersuchten Topographiearten in den Farbdigrammen in Abbildung 6-65 dargestellt, sowohl für den ersten Versuchsdurchlauf als auch für den zweiten, jeweils mit einer Dauer von 900 s. Die Topographie der Drehbearbeitung zeigt bei niedrigen Gleitgeschwindigkeiten $v_g = 2 \text{ mm/s}$ einen hohen Reibungskoeffizienten $\mu_G > 0,2$, der unabhängig der Normalkraft ist. Mit zunehmender Gleitgeschwindigkeit nimmt der Reibungskoeffizient ab, steigt aber bei hohen Gleitgeschwindigkeiten $v_g = 150 \text{ mm/s}$ wieder leicht an. Dies kann auf eine zunehmende Fluidreibung im Schmierpalt zurückgeführt werden und den Ausklinkpunkt darstellen. Im zweiten Versuchsdurchlauf weitet sich der Bereich mit einem hohen Reibungskoeffizienten auf höhere Gleitgeschwindigkeiten und höheren Reibungskoeffizienten $\mu_G = 0,25$ aus, dies kann möglicherweise auch auf den Austrag von Schmierstoff zurückzuführen sein. Eine ausgeprägte Abhängigkeit von der Normalkraft ist nicht zu erkennen. Der Anstieg des Reibungskoeffizienten bei niedriger Gleitgeschwindigkeit ist auf die unzureichende Schmierstoffversorgung zurückzuführen. Dieser Effekt tritt auch bei den beiden mikrotexturierten Oberflächen durch das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen auf, wobei die Gleitreibungskoeffizienten nicht so hohe Werte annehmen. Diese liegen deutlich unter $\mu_G = 0,19$, was darauf hindeuten kann, dass der Schmierstoff besser an den Oberflächen haftet oder gespeichert wird und seine Tragfähigkeit auch bei niedrigen Drehzahlen beibehält. Eine verringerte Kontaktfläche kann ebenfalls den Reibungskoeffizienten reduzieren. Bei beiden Topographien ist nach der Einlaufphase im zweiten Versuchsdurchlauf auch eine Ausweitung der erhöhten Reibungskoeffizienten auf höhere Gleitgeschwindigkeiten zu beobachten, wobei sich bei den Proben des Hämmernden Drehens ein sehr gleichmäßiger Reibungskoeffizient über Gleitgeschwindigkeit und Normalkraft einstellt. Auch die anfänglich leichte Abhängigkeit von der Normalkraft nimmt ab. Für beide mikrotexturierten Topographien tritt aber ein Anstieg des Reibungskoeffizienten bei einer Gleitgeschwindigkeit $v_g = 50 \text{ mm/s}$ auf. Dieser weist beim Hämmernden Drehen eine leichte Normalkraftabhängigkeit auf, bei der der Gleitreibungskoeffizient mit Zunahme dieser ansteigt, bis auf Werte von $\mu_G = 0,21$.

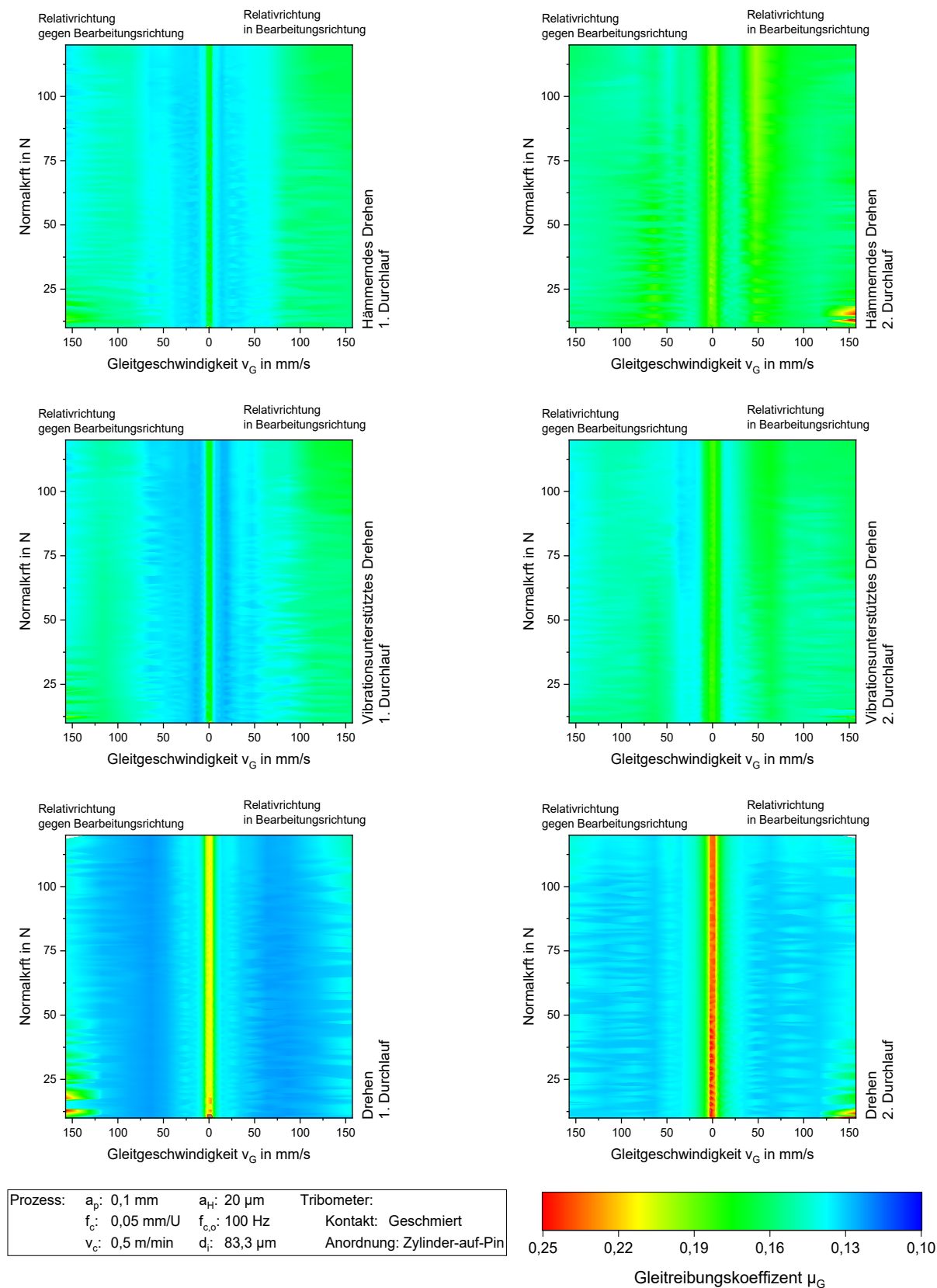


Abbildung 6-65: Gleitreibungskoeffizienten μ_G in reversierender Richtung unter Variation der Normalkraft und Gleitgeschwindigkeit v_g

Zur Gegenüberstellung der Gleitreibungskoeffizienten, die in den Farbdigrammen nur schwer quantitativ erfassbar sind, wurden für die drei Topographien die Mittelwerte über die Kraft berechnet. Die Gleitreibungskoeffizienten sind in Abhängigkeit der Gleitgeschwindigkeit in Abbildung 6-66 logarithmisch aufgetragen. Die Mittelung über die Kraft erfolgte, da deren Einfluss gegenüber der Gleitgeschwindigkeit deutlich untergeordnet ist. Für den ersten Versuchsdurchlauf ist deutlich erkennbar, dass die Proben des Hämmernden Drehens und vibrationsunterstützten Drehens bis zu einem Betrag der Gleitgeschwindigkeit $v_g = 10 \text{ mm/s}$ unabhängig der Relativrichtung deutlich niedrigere Gleitreibungskoeffizienten aufweisen als die Proben mit einer gedrehten Topographie. Bei diesen texturierten Proben liegt der Ausklinkpunkt, an dem die Gleitreibung in die Fluidreibung übergeht bei einer Gleitgeschwindigkeit $v_g = 10\text{--}20 \text{ mm/s}$, während dieser bei der gedrehten Probe bei $v_g = 60\text{--}70 \text{ mm/s}$ liegt. Bei den Proben des Hämmernden Drehens liegt eine sehr geringe Abhängigkeit von der Gleitgeschwindigkeit im Bereich $v_g = 8\text{--}60 \text{ mm/s}$ im Vergleich zu den gedrehten Proben vor. Für größere Gleitgeschwindigkeit $v_g > 60 \text{ mm/s}$ ist ein Anstieg zu verzeichnen, bei dem die Fluidreibung deutlich zunimmt. Obwohl der Verschleiß an den beiden texturierten Proben nicht lokalisiert auftritt, kommt es zu einer Veränderung tribologischen Verhalten. Dies kann aber auch durch die Gegenkörper hervorgerufen werden, an denen der Verschleiß örtlich begrenzt auftritt. Für das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen ist ein deutlicher Anstieg bei niedrigen Gleitgeschwindigkeiten bis $v_g = 20 \text{ mm/s}$ zu erkennen. Ebenfalls ist für das Hämmernde Drehen ein starker Anstieg bei einer Gleitgeschwindigkeit $v_g = 50 \text{ mm/s}$ für die Relativgeschwindigkeit in Bearbeitungsrichtung zu erkennen, was aber auch auf mögliche Vibrationen zurückzuführen sein kann, die hier die Messung beeinflusst haben. Für das vibrationsunterstützte Drehen ist dieser Effekt ebenfalls ersichtlich, jedoch in einem geringeren Ausmaß. Die Oberfläche des Drehens zeigt beim zweiten Versuchsdurchlauf einen gleichmäßigen Anstieg über die gesamte Kurve. Auffällig ist der starke Anstieg bei einer Gleitgeschwindigkeit $v_g = 60\text{--}70 \text{ mm/s}$ im zweiten Versuchsdurchlauf bei den hämmernd gedrehten und vibrationsunterstützt gedrehten Proben. Hier liegt eine starke Anisotropie der Richtung vor. Im Allgemeinen ist ein deutlicher Anstieg aller Reibungskoeffizienten im zweiten Versuchsdurchlauf zu beobachten, wobei dieser bei den gedrehten Proben kleiner ausfällt. Für alle Proben ist eine minimale Anisotropie mit Ausnahme des oben beschriebenen Bereichs des Reibungskoeffizienten festzustellen.

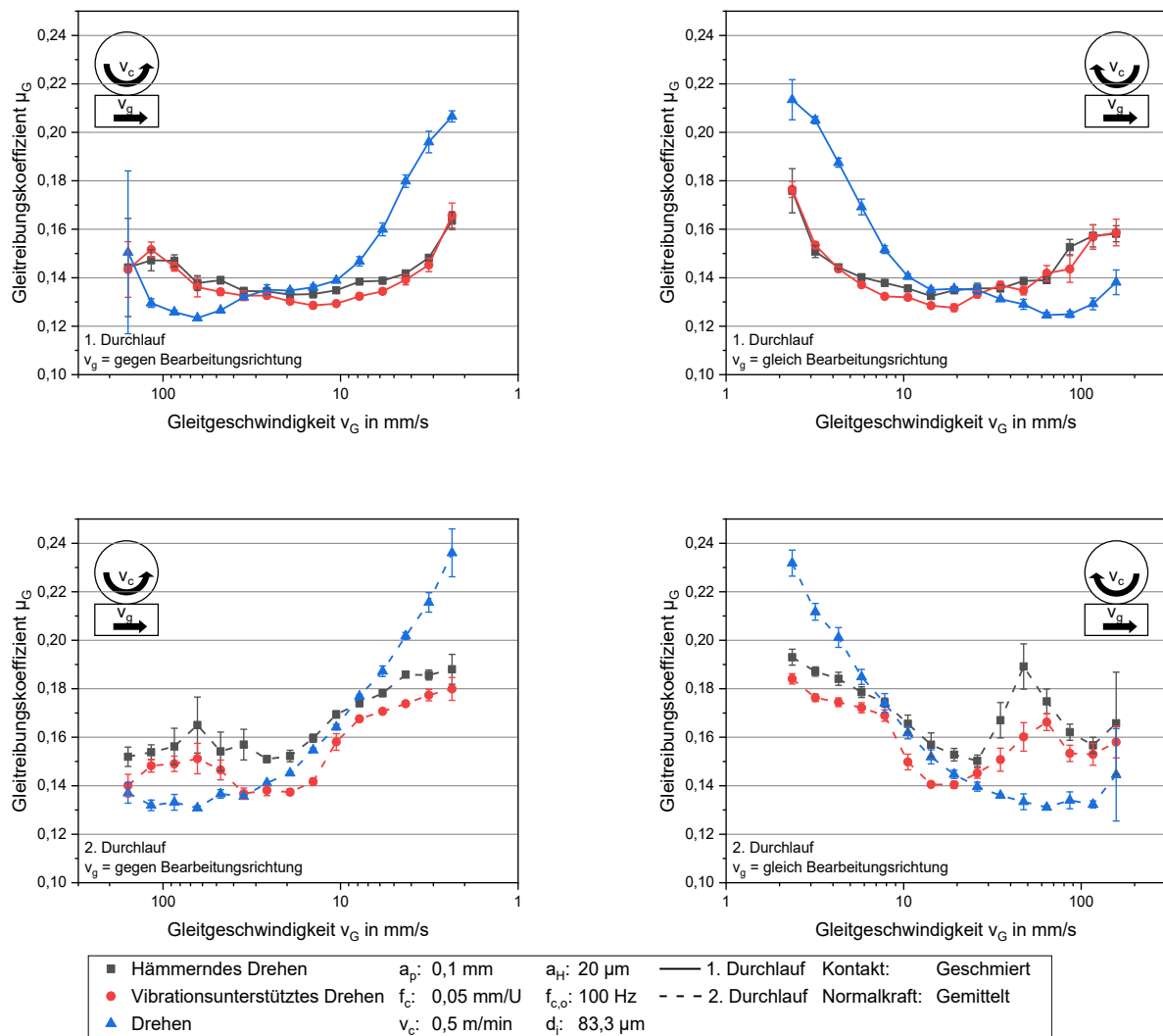


Abbildung 6-66: Gleitreibungskoeffizienten μ_G in Abhängigkeit der Gleitgeschwindigkeit v_G in reversierende Richtung

Haftreibungskoeffizienten

Neben dem Gleitreibungskoeffizienten wurden in diesem Tribometeraufbau auch die Haftreibungskoeffizienten μ_H für den geschmierten und trockenen Kontakt untersucht. Die Haftreibung wurde in Abhängigkeit der Normalkraft analysiert und mithilfe einer linearen Regression evaluiert, was in Abbildung 6-67 dargestellt wird. Die Ergebnisse zeigen für die gedrehte Oberfläche höhere Haftreibungskoeffizienten in beide Richtungen im Vergleich zu den mikrotexturierten Oberflächen, wobei der Haftreibungskoeffizient für den trockenen Kontakt nochmals höher ausfällt. Darüber hinaus ist eine deutliche Abhängigkeit der Haftreibungskoeffizienten von der Normalkraft zu erkennen, wobei unabhängig von der Schmierung der Haftreibungskoeffizient mit zunehmender Normalkraft abfällt. Eine anisotrope Tendenz in Abhängigkeit der Richtung ist nicht zu

beobachten, die Werte zeigen fast identische Verhältnisse. Hingegen liegt für die beiden mikrotexturierten Topographien insbesondere beim trockenen Kontakt eine Anisotropie sowohl des Betrags als auch der Abhängigkeit vor. In Relativrichtung gegen die Bearbeitungsrichtung ist ein deutlicher Abfall des trockenen Haftreibungskoeffizienten mit der Zunahme der Normalkraft zu verzeichnen, während dies für die entgegengesetzte Relativrichtung nicht gegeben ist. Für die Relativrichtung in Bearbeitungsrichtung liegen für den geschmierten sowie trockenen Kontakt ähnliche Werte vor, während dies für die andere Relativrichtung für hohe Normalkräfte über 100 N gilt. Für die Topographien durch das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen ist hervorzuheben, dass in positiver Richtung kaum eine Abhängigkeit des Haftreibungskoeffizienten vom Schmierzustand und der Normalkraft festzustellen ist.

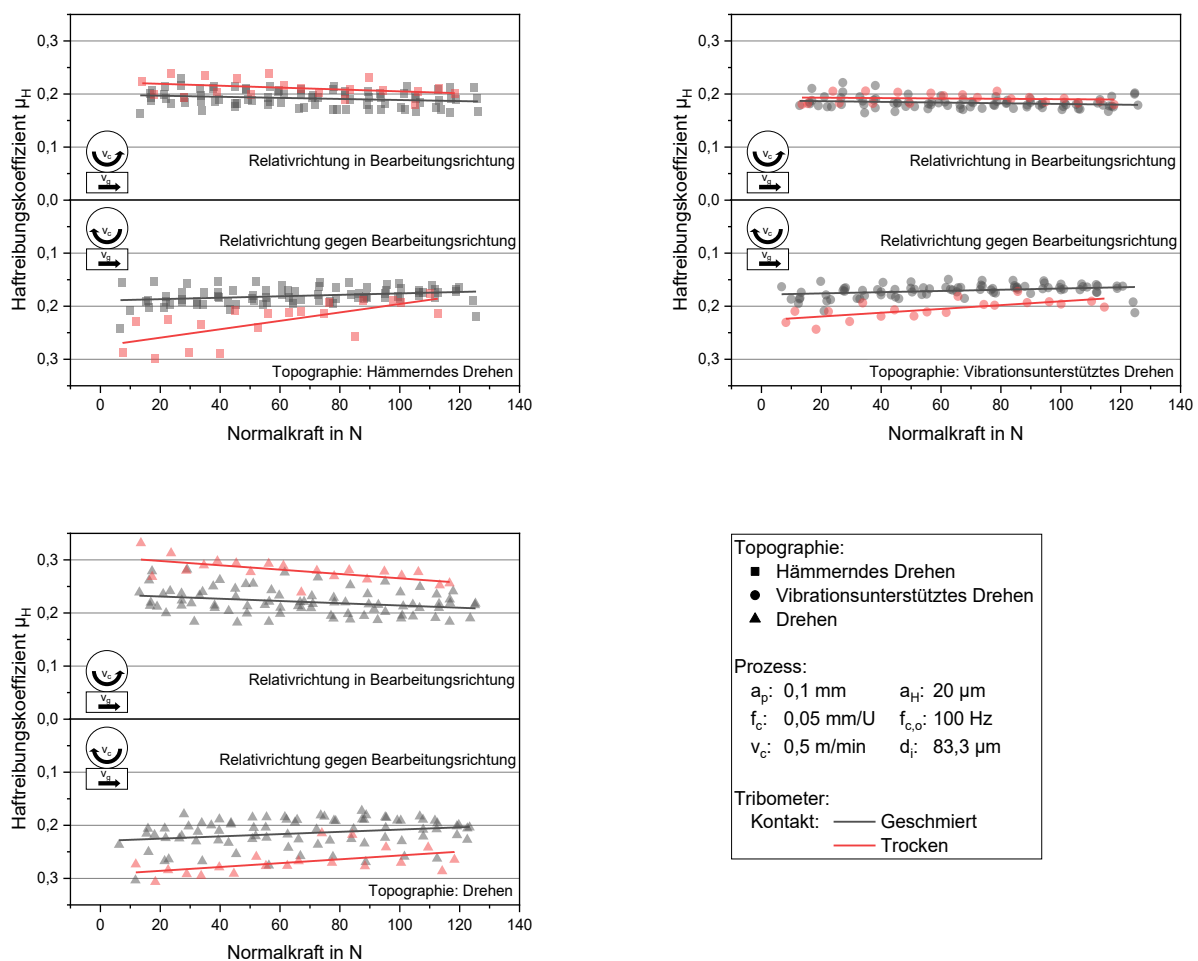


Abbildung 6-67: Haftreibungskoeffizienten μ_H bei geschmiertem und trockenem Kontakt auf dem Zylinder-auf-Pin-Tribometer

Diese Erkenntnis legt nahe, dass die Mikrotextur stets einen effektiven Kontakt zwischen den Reibpartnern gewährleistet, der auf den Spitzen der Topographie nahezu einem trockenen Kontakt entspricht. Es ist jedoch zu beachten, dass dieser Effekt in hohem Maße von der Relativrichtung abhängt.

Topographieveränderung

Auch wenn der tribologisch beanspruchte Bereich an der Probe nicht lokalisiert ist, sondern sich über die gesamte Mantelfläche erstreckt, kann dies dennoch zu einer Veränderung der Topographie führen. Um diese Veränderung zu quantifizieren und mit tribologischen Messergebnissen zu korrelieren, wurde der Versuchsdurchlauf mehrmals wiederholt und die Topographie durch Abformmasse erfasst und vermessen. Da der Verschleiß sich auf die Spitzen der Topographie beschränkt, eignet sich der Topographieparameter des Spitzenmaterialvolumens $V_{mp10\%}$ für eine Quantifizierung der Veränderung. In Abbildung 6-68 ist dieser Parameter für die drei Topographien über insgesamt sechs Versuchsdurchläufe dargestellt. Für alle Proben kommt es zu einer Reduktion der Werte, wie dies bei einem tribologischen Kontakt durch den Abtrag der Rauheitsspitzen zu erwarten ist. Für die Proben des Hämmernden Drehens und vibrationsunterstützten Drehens ist dieser am ausgeprägtesten, wobei für die Proben des Hämmernden Drehens nach zwei Versuchsdurchläufen der Abfall stagniert. Die initialen Werte der vibrationsunterstützt gedrehten Probe sind bereits höher als die der anderen Proben und nehmen im Verlauf der ersten beiden Versuchsdurchläufe deutlich ab. Dieser Abfall setzt sich in den darauffolgenden Durchläufen mit geringerer Steigung fort. Die Werte der gedrehten Topographie fallen ebenfalls, wobei zunächst ein Anstieg verzeichnet wird. Dieser kann jedoch auf Messungenauigkeiten zurückzuführen sein. Der Abfall der Werte ist nicht so ausgeprägt wie bei den anderen zwei Topographien, was darauf zurückzuführen ist, dass hier nicht nur die Spitzen der Mikrotextur, sondern die komplette Topographie der Oberfläche betrachtet werden muss. In Abbildung 6-69 sind konfokalmikroskopische Aufnahmen der Topographie der drei Prozesse im Ausgangszustand und nach dem sechsten tribologischen Versuchsdurchlauf zu sehen. Wie die Messwerte der Topographie zeigen, werden bei den beiden mikrotexturierten Oberflächen vor allem die Rauheitsspitzen abgetragen und abgeflacht, so dass sich die Kontaktfläche nur geringfügig vergrößert. Der Materialabtrag ist hierbei sehr gleichmäßig über die Spitzen verteilt. Die Topographie der gedrehten Probe zeigt einen deutlich abgeflachten Teilbereich, der eine zusammenhängende Fläche bildet. Dieser Bereich

führt zu einer starken Vergrößerung der Kontaktfläche. In anderen Bereichen der Probe ist dagegen kaum ein Abtrag zu erkennen, was zeigt, dass die Kontaktflächenvergrößerung an den Proben inhomogen verteilt ist. Diese Faktoren tragen zur Erklärung der veränderten Gleitreibungskoeffizienten bei, da die Proben bereits nach dem ersten Versuchsdurchlauf eine signifikante Veränderung der Topographie aufweisen.

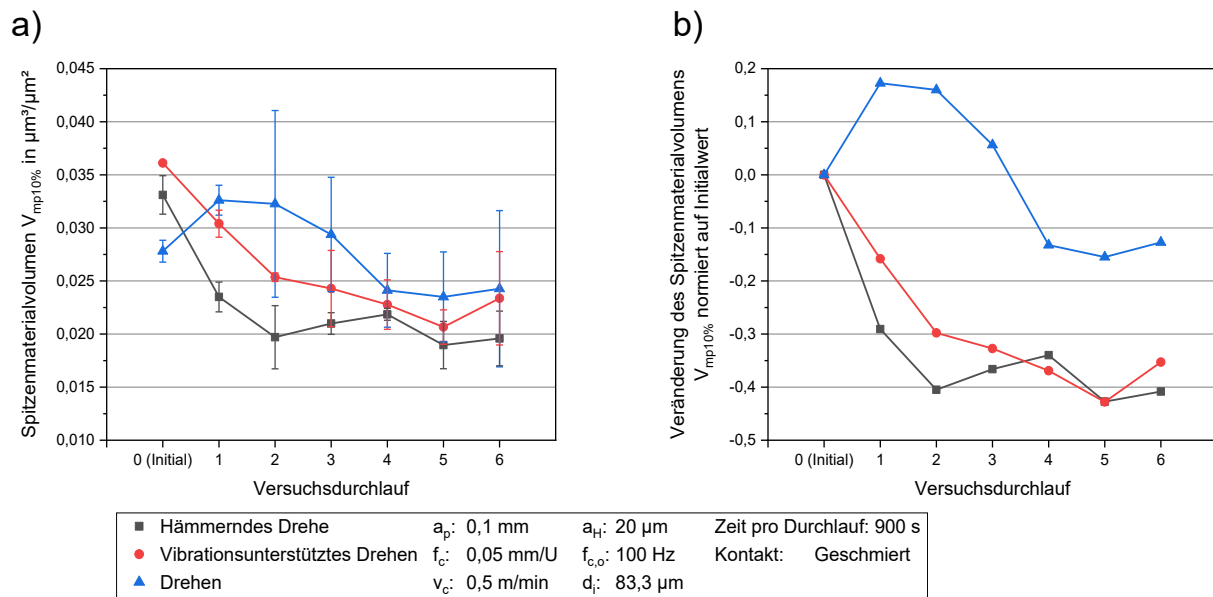


Abbildung 6-68: Spitzenmaterialvolumen $V_{mp10\%}$ a) und normierte Veränderung des Spitzenmaterialvolumens $V_{mp10\%}$ b) über die Versuchsdurchläufe aufgetragen

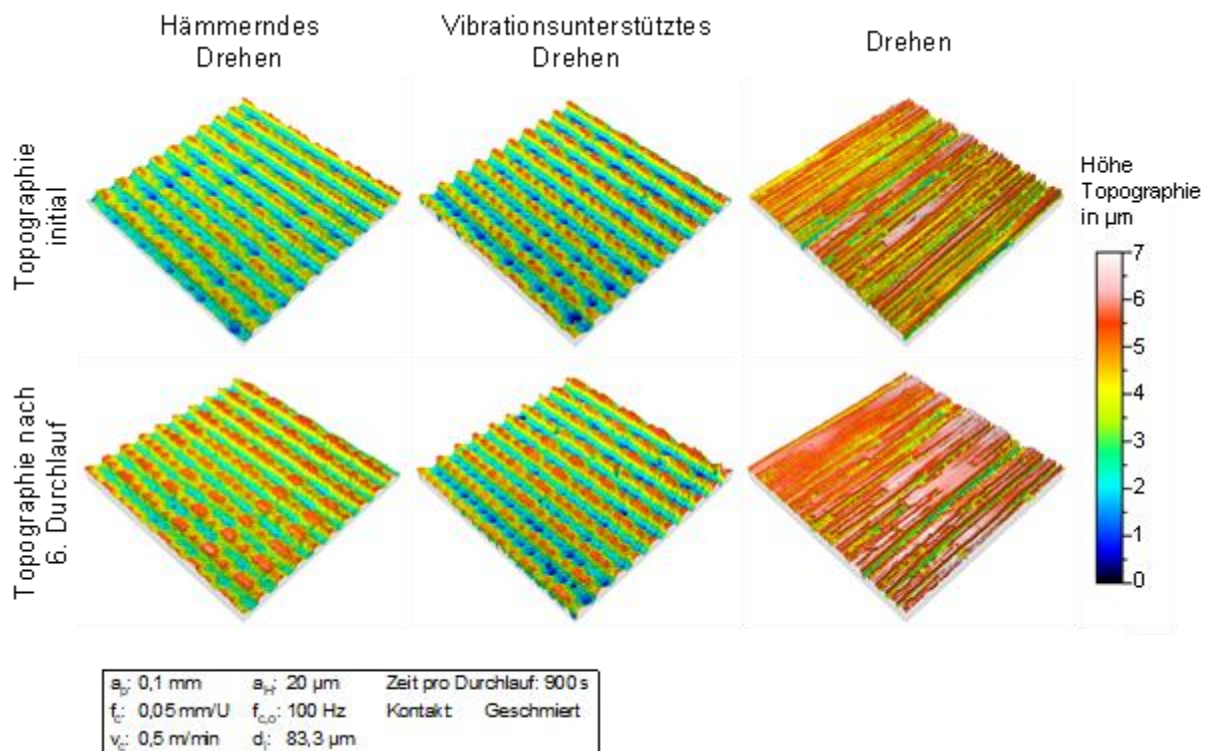


Abbildung 6-69: Konfokalmikroskopische Aufnahmen der Topographie im initialen Zustand und nach dem sechsten tribologischen Versuchsdurchlauf

Die Auswirkung der Einlaufphase der Topographie auf die Gleitreibungskoeffizienten ist in Abbildung 6-70 für vier tribologische Versuchsdurchläufe dargestellt. Es treten bei den texturierten Topographien des Hämmernden Drehens und vibrationsunterstützten Drehens zwischen dem zweiten und vierten Durchlauf keine größeren Veränderungen der Gleitreibungskoeffizienten bei niedriger Gleitgeschwindigkeit bis $v_g = 20$ auf. Dies spiegeln auch die Messungen der Topographie wieder, bei denen zwischen der zweiten und den darauffolgenden Messungen eine geringere Differenz besteht, als dies zwischen der initialen und der zweiten Messung der Fall ist. Die gedrehte Probe besitzt eine längere Einlaufphase, bei der erst im dritten und vierten Versuchsdurchlauf eine Stagnation der Messwerte eintritt. Im zweiten Durchlauf kommt es erst zu einem starken Anstieg des Gleitreibungskoeffizienten, der im dritten Durchlauf wieder abfällt. Bei den beiden mikrotexturierten Topographien liegen sehr hohe Gleitreibungskoeffizienten für eine Gleitgeschwindigkeit $v_g > 30$ mm/s vor, besonders bei einer Relativgeschwindigkeit in Bearbeitungsrichtung. Dies muss auf eine starke Anregung des Messaufbaus mit Schwingungen zurückzuführen sein, die hier zu hohen Messwerten führt.

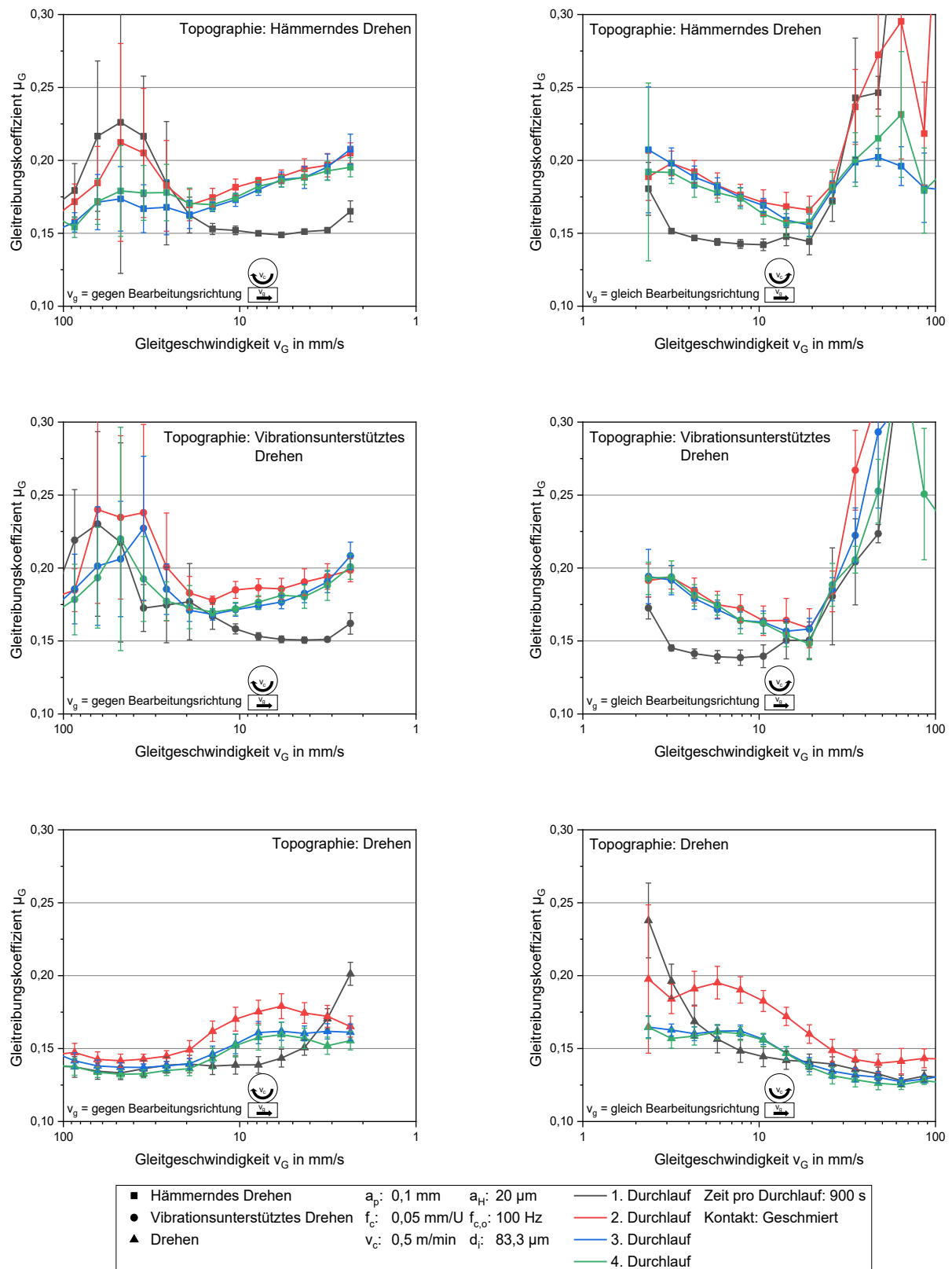


Abbildung 6-70: Gleitreibungskoeffizienten μ_G der drei Topographien über vier Versuchsdurchläufe auf dem Zylinder-auf-Pin-Tribometer

6.6.2 Schwingfestigkeit

Die Erhöhung der Schwingfestigkeit stellt einen entscheidenden Aspekt der mechanischen Oberflächenbehandlung und Mikrotexturierung durch das Hämmern und Drehen dar. Die Mikrotexturierung kann zu einer Verminderung der Schwingfestigkeit durch Spannungsüberhöhung aufgrund derer Topografie führen. Die eingebrachten Druckeigenspannungen reduzieren die Spannungen in der Randschicht und können somit die Schwingfestigkeit steigern. Idealerweise überwiegt der Effekt der Druckeigenspannungen und erhöht die Schwingfestigkeit über den rein zerspannten Zustand hinaus.

6.6.2.1 Wöhlerkurven

Die mittels des Biegeumlaufversuchs bestimmten Zeitfestigkeitsgeraden der Wöhlerkurven sowie deren Durchläufer sind in Abbildung 6-71 a) – b) für das Hämmern und Drehen, vibrationsunterstütztes Drehen und Drehen dargestellt. Für beide vibrationsunterstützten Prozesse zeigt sich eine deutliche Steigerung der Schwingfestigkeit im Vergleich zu den gedrehten Proben. Dabei ist insbesondere die flachere Steigung der Zeitfestigkeitsgeraden beim Hämmern und Drehen mit einer Neigung $k = 8,72$ zu berücksichtigen, was auf die Topographie zurückzuführen ist. Beim vibrationsunterstützten Drehen und Drehen weisen diese Geraden eine größere Steigung mit ähnlichen Neigungswerten auf. Die gedrehten Proben besitzen dagegen die geringste Streuspanne $T_N = 2,28$ des Verhältnisses zwischen den Ausfallwahrscheinlichkeiten $N_{90} \%$ und $N_{10} \%$, welche bei den beiden vibrationsunterstützten Prozessen größer ist. Für das Hämmern und Drehen beträgt diese $T_N = 4,04$ und für das vibrationsunterstützte Drehen $T_N = 3,20$. Dies deutet darauf hin, dass die randschichtverbessernden Eigenschaften durch die hämmerähnliche mechanische Oberflächenbehandlung deutlich schwanken können, was zu dieser Streuung führt. Neben der Zeitfestigkeit wird auch die Dauerfestigkeit durch das Hämmern und Drehen erheblich gesteigert. So treten beim Drehen Durchläufer bei $\sigma_a = 400$ MPa auf, während beim Hämmern und Drehen Durchläufer mit $\sigma_a = 575$ MPa und beim vibrationsunterstützten Drehen mit $\sigma_a = 540$ MPa auftreten. Die Abbildung 6-71 c) zeigt die Lastspielzahl für eine 50-prozentige Ausfallwahrscheinlichkeit $N_{50} \%$ bei einer Randspannung $\sigma_a = 600$ MPa. Eine mechanische Oberflächenbehandlung mittels des vibrationsunterstützten Drehens führt zu einer Steigerung um 124 % gegenüber dem gedrehten Zustand, während das Hämmern und Drehen sogar eine Steigerung über das Vierfache der Lastspielzahl ermöglicht. Es wird deutlich, dass

durch das Hämmernde Drehen signifikante Steigerungen der Schwingfestigkeit und Dauerfestigkeit gegenüber dem Drehen und vibrationsunterstützten Drehen erzielt werden können.

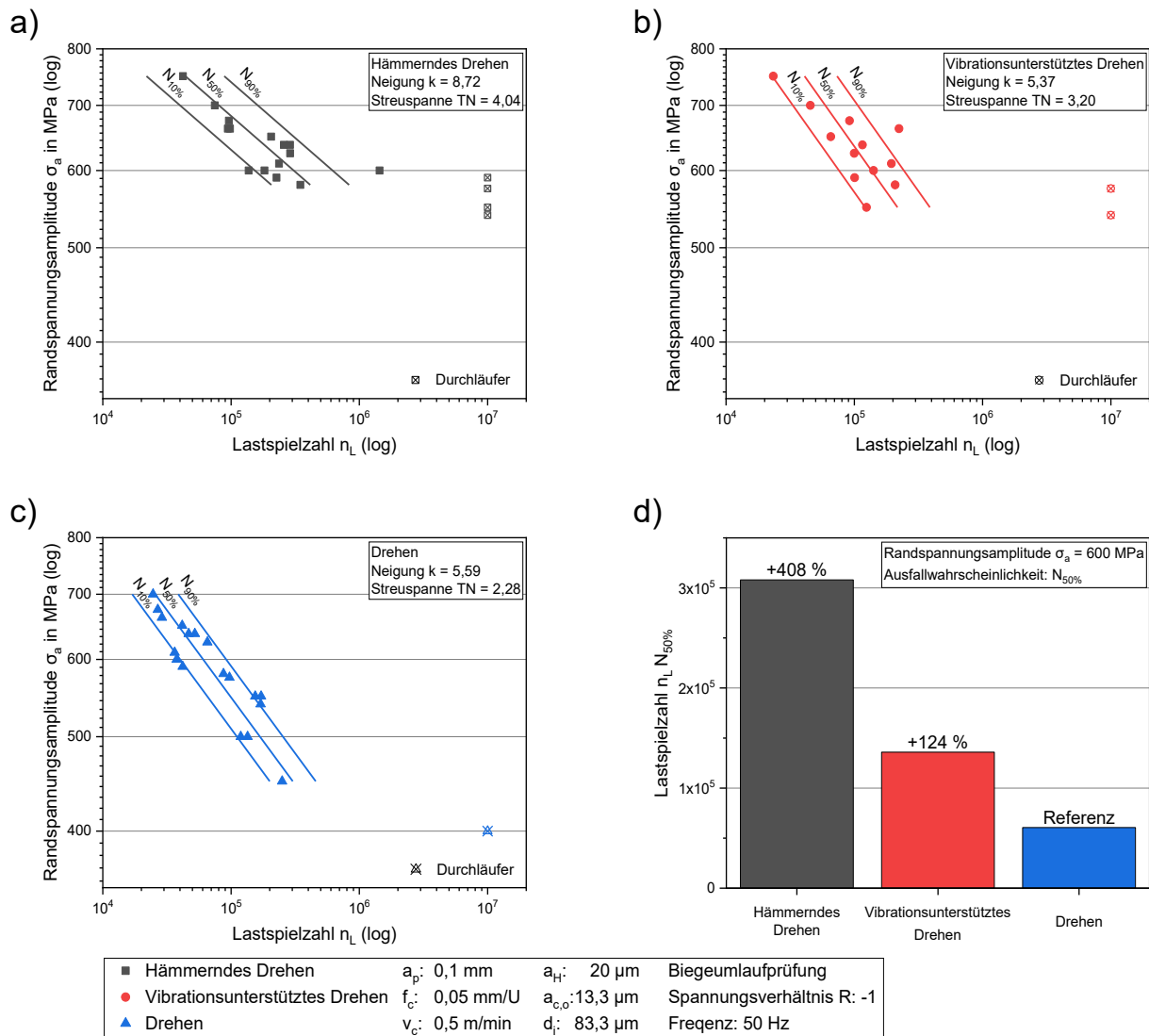


Abbildung 6-71: Wöhlerkurven für die Bearbeitung mit dem Hämmernden Drehen, vibrationsunterstützten Drehen und Drehen a) – c), sowie die Lastspielzahl $N_{50\%}$ bei einer Randspannung $\sigma_a = 600$ MPa d)

6.6.2.2 Randschichtzustände

Die Randschichtzustände, bei denen es sich unter anderem um die Topographie und die Eigenspannungen handelt, beeinflussen das Bauteilverhalten der Proben in der Biegeumlaufuntersuchung maßgeblich. Umgekehrt kann diese ebenfalls Einfluss auf die genannten Größen haben, insbesondere auf den Eigenspannungszustand, der durch die mechanische Belastung abgebaut werden kann. Damit die Biegeumlaufuntersuchung valide Ergebnisse liefert und die Streuspanne möglichst gering ausfällt, ist es

von großer Relevanz, dass alle Proben auch vergleichbare Ausgangszustände aufweisen. Um dies zu gewährleisten, wurden die Eigenspannungen an der Oberfläche sowie die Topographie aller Proben vermessen.

Ausgangszustand der Proben

In Abbildung 6-72 werden die Komponenten des Eigenspannungstensors für die gefertigten Proben in deren Fertigungsreihenfolge dargestellt. Hierbei ist die Bearbeitung der Proben immer paarweise erfolgt. Die Normaleigenspannungskomponenten σ_{11} und σ_{22} sowie die Halbwertsbreite zeigen für die beiden Prozesse Hämmerndes Drehen und vibrationsunterstütztes Drehen, dass diese sehr gleichbleibende Werte liefern. Für das

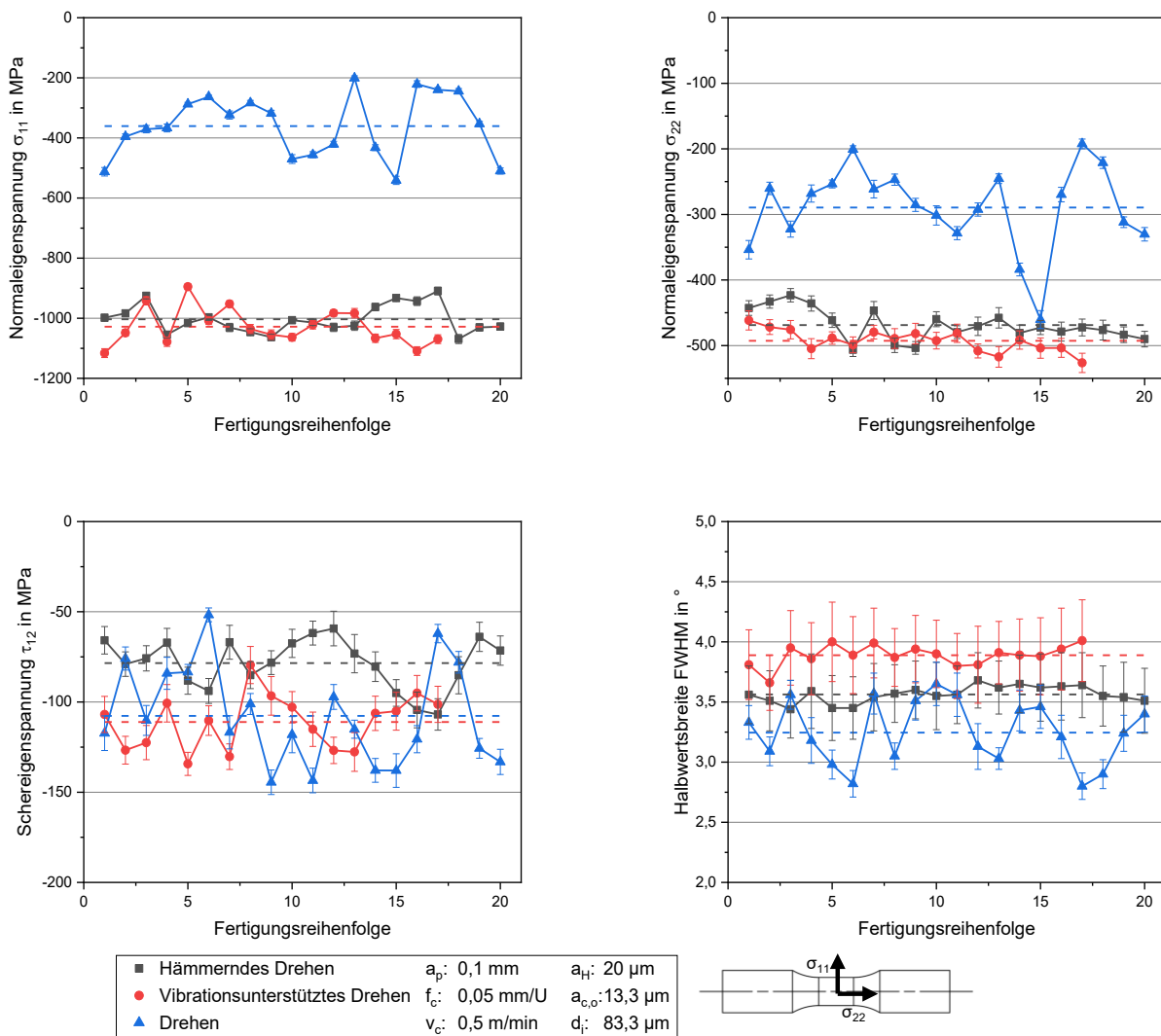


Abbildung 6-72: Gemessene Eigenspannungen der Proben für die Biegeumlaufprüfung in der Fertigungsreihenfolge

Drehen sind deutlich größere Schwankungen zu beobachten, insbesondere bei der Druckeigenspannung σ_{11} der 14. und 15. Probe. Nach diesen Proben ist ein Werkzeugwechsel erfolgt, um im Toleranzbereich der Werte zu bleiben. Neben dem Eigenspannungszustand wurde auch die Topographie der Proben erfasst, die anhand der Höhenparameter mittlere arithmetische Höhe S_a und maximale Höhe S_z quantifiziert wurde. Die gemessene Topographie der Proben in der Fertigungsreihenfolge ist in Abbildung 6-73 dargestellt. Die arithmetische Höhe S_a zeigt für die Proben der Prozesse Hämmerndes Drehen und vibrationsunterstütztes Drehen niedrigere, gleichbleibende Werte auf, während bei den gedrehten Proben größere Schwankungen zu erkennen sind, insbesondere bei der 15. Probe. Die maximale Höhe S_z weist für das Drehen und vibrationsunterstütztes Drehen größere Schwankungen auf, während das Hämmernde Drehen stabilere Werte liefert. Dieser Wert ist jedoch besonders anfällig, da die Spitzenhöhen der Mikrotextur einen starken Einfluss auf den Wert haben. Bei der Zerspanung führt die geringe Schnittgeschwindigkeit nicht zu einer optimalen Spanbildung, was sich in entsprechenden Topographien niederschlägt.

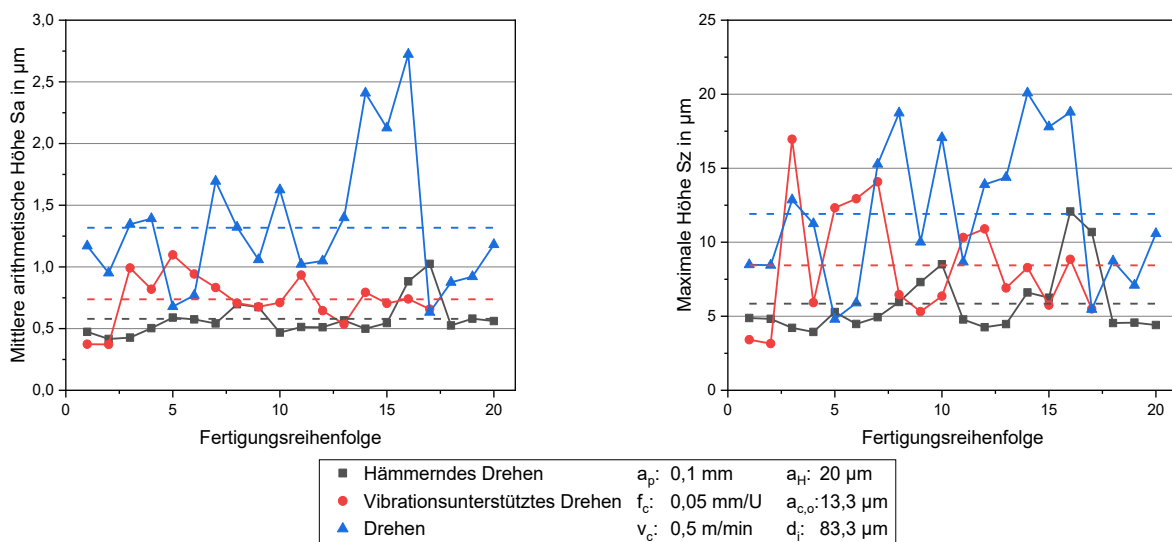


Abbildung 6-73: Gemessene Höhenparameter mittlere arithmetische Höhe S_a und maximale Höhe S_z der Proben in der Fertigungsreihenfolge

Eigenspannungsabbau

Die zyklische Überlagerung der Eigenspannungen mit den positiven als auch negativen Randspannungen im Biegeumlaufversuch resultiert in einem Abbau durch plastische Verformung, auch wenn die Streckgrenze nicht überschritten wird (Zhuang & Halford 2001). Die Veränderung der Spannungskomponenten des Eigenspannungstensors der Durchläufer in Abhängigkeit der aufgetragenen Randspannung ist in Abbildung 6-74 dargestellt. Die Proben erfuhren hierbei eine Lastspielzahl $n_L = 10^7$. Bei allen Komponenten führt eine höhere Randspannung zu einem größeren Eigenspannungsabbau. Für die σ_{22} -Eigenspannungskomponenten scheinen die Proben des Hämmernden Drehens stärker betroffen zu sein als die des vibrationsunterstützten Drehens. Der Eigenspannungsabbau ist hier jedoch mit Ausnahme einer Probe nicht größer als 150 MPa. Die σ_{11} -Eigenspannungskomponenten zeigen einen deutlichen Eigenspannungsabbau. Eine lineare Korrelation könnte vermutet werden, ist aber aufgrund der geringen Verteilung der Messpunkte schwer auszumachen. Der Eigenspannungsabbau ist immer kleiner als die Randspannungsamplitude, es verbleiben daher immer Druckeigenspannungen in der Randschicht und es können keine Zugeigenspannungen durch plastische Verformung entstehen. Der Abbau der Schereigenspannung τ_{12} ist hingegen nur minimal.

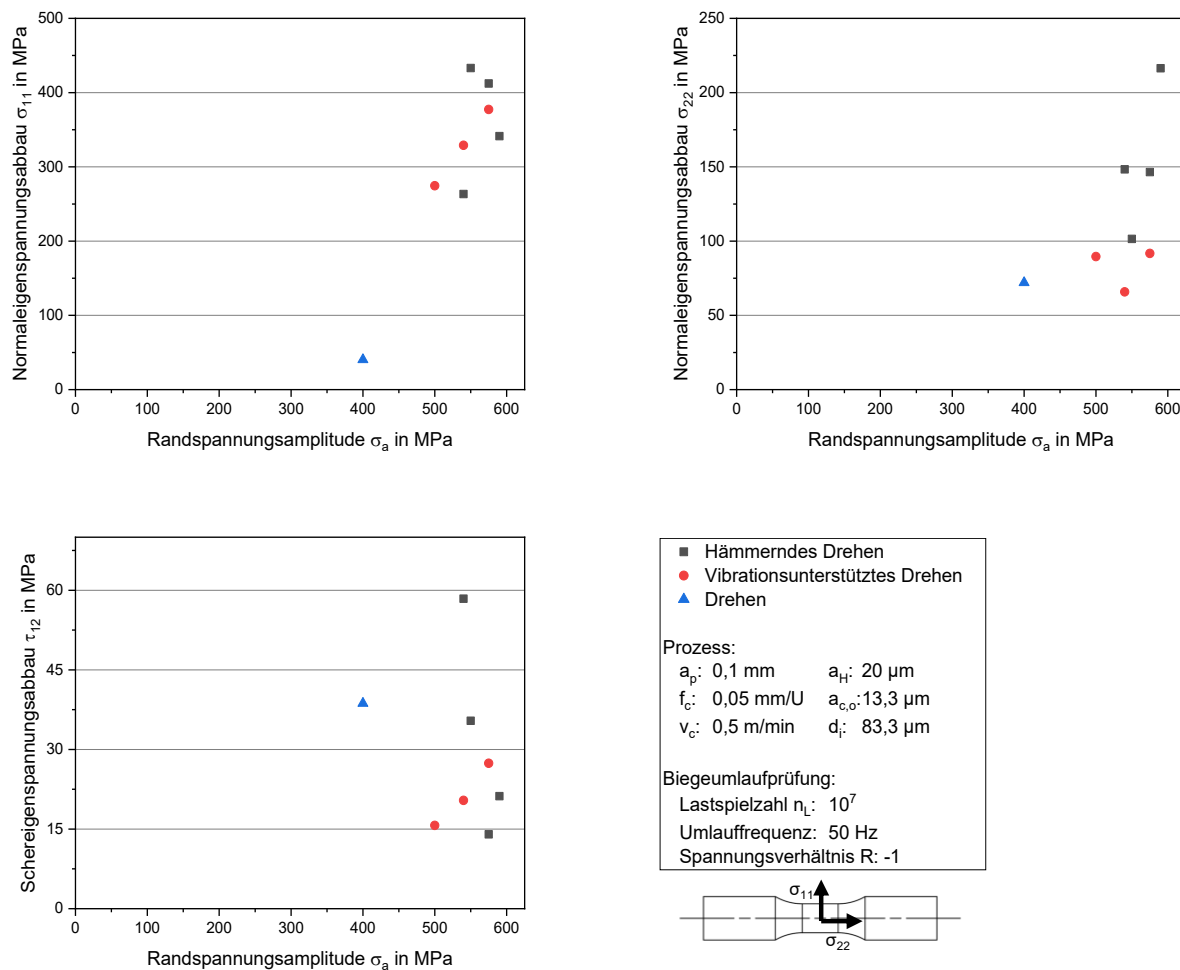


Abbildung 6-74: Eigenspannungsabbau der Durchläufer bei der Biegeumlaufprüfung in Abhängigkeit zur aufgetragenen Randspannung

6.6.3 Diskussion und Zusammenfassung des Bauteilverhaltens

Kenntnis der Randschichtzustände erlaubt noch keine direkte Aussage über das Bauteilverhalten. Dieses wird erst durch die Wechselwirkung der Randschichtzustände mit sich selbst und der Umgebung bestimmbar. Aus diesem Grund wurden praktische Untersuchungen des tribologischen Verhaltens und der Schwingfestigkeit durchgeführt. Bei der Untersuchung des tribologischen Verhaltens wurde neben dem Gleit- und Haftreibungskoeffizienten auch das Verschleißverhalten untersucht. Zu diesem Zweck wurden zwei verschiedene Arten von Tribometern eingesetzt, dabei konnte nachgewiesen werden, dass die mikrotexturierten Oberflächen durch das Hämmernde Drehen und vibrationsunterstützte Drehen je nach Dauer der tribologischen Belastung und Gleitgeschwindigkeit einen niedrigeren Gleitreibungskoeffizienten aufweisen können als die gedrehten Proben. Besonders hervorzuheben ist, dass die Mikrotexturen eine

wesentlich geringere Geschwindigkeitsabhängigkeit bewirken als die gedrehte Topographie, besonders im niedrigen Gleitgeschwindigkeitsbereich $v_g < 10$ mm/s. Unterschiede in den Ergebnissen zwischen den zwei Tribometern zeigen, dass mit dem Zylinder-auf-Scheibe-Tribometer niedrigere Reibungskoeffizienten für die gedrehten Proben gemessen wurden, wobei keine so großen Differenzen zwischen den Topographien auftraten. Dies kann auf die unterschiedliche Schmierstoffversorgung zurückzuführen sein. Da das Zylinder-auf-Scheibe-Tribometer einen horizontalen Aufbau aufweist, die Zylinder-auf-Stift-Anordnung jedoch vertikal aufgebaut ist, unterscheidet sich der Schmierstoffaustrag wesentlich. Bei der Zylinder-auf-Scheibe Anordnung kann durch eine Überversorgung mit Schmierstoff sehr schnell der Bereich der hydrodynamischen Reibung auftreten. In der Messung der Gleitreibungskoeffizienten ist bei keiner der Topographien ein typischer Verlauf einer Stribeck-Kurve erkennbar, da mit zunehmender Gleitgeschwindigkeit der Reibungskoeffizient kontinuierlich abfällt. Hier kann ein Sonderfall aufgrund der geringen Prüflast von 40 N und der Schmierstoffüberversorgung eintreten, bei dem aufgrund der Gleitgeschwindigkeit der reale Kontaktanteil schnell abnimmt und mit zunehmender Gleitgeschwindigkeit sich weiter reduziert. Der Gleitreibungskoeffizient nimmt dabei ab, da die Kontaktflächenabnahme die zusätzlichen Scherkräfte im Fluid überwiegt. Diese Entwicklung lässt sich auch bei wiederholten Versuchsdurchläufen beobachten. Die aus der Topographie herausstehenden Rauheitsspitzen werden abgetragen und es kommen größere Flächen in Kontakt, wodurch sich der Gleitreibungskoeffizient mit zunehmender Anzahl der Durchläufe erhöht, was auch im Experiment beobachtet wurde. Dies erklärt auch, warum die Gleitreibungskoeffizienten in den drei Versuchsdurchläufen bei sehr niedrigen Gleitgeschwindigkeiten deutlich voneinander abweichen, während sie bei hohen Gleitgeschwindigkeiten auf einen Punkt zulaufen, an dem der Kontakt vollständig unterbrochen ist und sich keine Rauheitsspitzen mehr berühren. Im Gegensatz dazu zeigt das Zylinder-auf-Stift-Tribometer einen typischen U-förmigen Verlauf einer Stribeck-Kurven, wobei die gedrehten Topographien im initialen Zustand insbesondere im niedrigen Gleitgeschwindigkeitsbereich höhere Gleitreibungskoeffizienten aufweisen. Dies legt die Vermutung nahe, dass die mikrotexturierten Proben eine bessere Schmierstoffspeicherung oder Adhäsion aufweisen und in der Lage sind, bei mangelnder Schmierstoffzufuhr einen Fluidfilm aufzubauen. Dies kann auch die geringe Abhängigkeit von der Prüflast erklären, da hier hauptsächlich Grenz- und Mischreibung vorliegen und keine hydrodynamische Reibung, bei der die Tragfähigkeit des Schmierstofffilms stark von der Normalkraft

abhängt. Durch die wiederholte tribologische Beanspruchung der Topographie des Drehens reduziert sich jedoch der Gleitreibungskoeffizient und wird niedriger als der bei Vorliegen von Mikrotexturen. Hierbei treten großflächige Kontaktbereiche auf, die bei den Mikrotexturen nicht vorhanden sind. Diese großflächigen Kontaktbereiche begünstigen den Aufbau eines hydrodynamischen Schmierfilms, welcher zu einer Reduktion der Gleitreibung führen kann. Die Kontaktfläche der Mikrotexturen ist jedoch kleiner und nicht zusammenhängend, was die Ausbildung eines tragfähigen Schmierfilms erschwert. Die Untersuchungen des trockenen und geschmierten tribologischen Kontaktes bei den mikrotexturierten Proben zeigen, dass hier, vor allem bei hoher Normalkraft, wenig Unterschied zwischen dem trockenen und geschmierten Haftreibungskoeffizienten besteht. Bei den gedrehten Proben ist dagegen ein deutlicher Unterschied zwischen geschmierter und trockener Haftreibung sowie eine starke Abhängigkeit von der Normalkraft zu beobachten, die bei den texturierten Proben nicht in diesem Maß auftritt. Dies legt die Vermutung nahe, dass bei der Mikrotextur vor allem die Rauheitsspitzen tragen und der Schmierstoff nur bedingt unter diese gelangen kann. So dass auch hier im geschmierten Zustand ein nahezu trockener tribologischer Kontakt an den Spitzen vorliegt. Die Anisotropie der trockenen Haftreibung bei den Mikrotexturen zeigt, dass in einer Richtung eine höhere Haftreibung vorliegt, was stärker für das Hämmernde Drehen ausgeprägt ist, besonders bei geringer Normalkraft. Es besteht die Möglichkeit, dass es aufgrund der Mikrotextur zu einer leichten Verzahnung mit dem Gegenkörper kommt, die die Haftreibung erhöht. Die Verschleißuntersuchung belegt, dass sich das tribologische Verhalten in der Einlaufzeit der Proben verändert. Der niedrige Gleitreibungskoeffizient der mikrotexturierten Proben nimmt insbesondere im Bereich niedriger Gleitgeschwindigkeiten zu. Dies lässt vermuten, dass durch den Abtrag der Rauheitsspitzen die Kontaktfläche zunimmt und damit auch der Gleitreibungskoeffizient ansteigt. Topographie- und Gleitreibungsmessungen zeigen aber, dass diese Einlaufphase nach dem ersten Versuchsdurchlauf nahezu abgeschlossen ist. Auf dem Zylinder-auf-Scheibe-Tribometer wurde aber auch das tribologische Verhalten des Grundwerkstoffes betrachtet. Es zeigt sich, dass der verschleißbedingte Materialabtrag unabhängig vom Fertigungsprozess ist. Diese Erkenntnis lässt sich durch die für diese Eigenschaft relevanten Randschichtzustände, Härte und Mikrostruktur gut erklären. So beschreibt das Rabinowicz-Gesetz in Abschnitt 2.1.2, dass das Verschleißvolumen maßgeblich mit der Härte eines Werkstoffes zusammenhängt. Alle drei Fertigungsverfahren führen zu einer vergleichbaren Härte im oberen Bereich der Randschicht, was

in Abschnitt 6.5.2.1 gemessen wurde. Ebenfalls zeigen die röntgenographischen Messungen der Halbwertsbreite in Abschnitt 6.5.2.2 bei allen einen Anstieg der Kaltverfestigung nahe der Oberfläche, zudem weisen alle Proben eine nanokristalline Randschicht von mindestens 1 μm auf, wie in Abschnitt 6.5.3 gezeigt. Dieses nanokristalline Gefüge kann sich positiv auf das tribologische Verhalten auswirken, da es nach der Hall-Petch-Beziehung in Abschnitt 2.1.2 zu einer Erhöhung der Härte führt.

Die Schwingfestigkeitsuntersuchungen im Biegeumlaufversuch zeigen, dass hier besonders die tieferliegenden Randschichtzustände entscheidend sind und nicht wie bei den tribologischen Untersuchungen nur die Topographie oder wenige Nanometer der Randschicht. Die mechanische Oberflächenbehandlung durch die vibrationsunterstützte Zerspanung, beeinflusst das Bauteilverhalten erheblich. Zum einen kann durch die hohen Druckeigenstressungen, welche in Abschnitt 6.5.4.3 gezeigt sind, die bis in eine Tiefe von 200 μm reichen, das Schwingfestigkeitsverhalten im Vergleich zu den gedrehten Proben, bei denen nur geringe Druckeigenstressungen vorliegen, enorm verbessert werden. Darüber hinaus zeigt sich ein deutlicher Einfluss der Topographie. Da die Proben durch das Hämmern und vibrationsunterstütztes Drehen vergleichbare Druckeigenstressungen aufweisen, müsste ihr Verhalten sehr ähnlich sein, dennoch liegen für das Hämmern höhere Lastspielzahlen vor als für das vibrationsunterstützte Drehen. Ein Grund hierfür kann die Topographie sein, da die Proben des vibrationsunterstützten Drehens insbesondere hinsichtlich der maximalen Höhe S_z höhere Werte aufweisen. In Verbindung mit dem relativ vergleichbaren arithmetischen Mittelwert S_a der Oberfläche weist dies auf eine Topographie mit unregelmäßigen hohen Spitzen und Tälern hin. In diesen kommt es zu einer verstärkten Spannungsüberhöhung, die dazu führt, dass hier ein Anriss erfolgt, wie dies in Abschnitt 2.4.6 diskutiert wurde. Ebenfalls können durch die nanokristallinen Randschichten die Initialrissbildung gehemmt und durch die größeren Körner in der Tiefe das Risswachstum verlangsamt werden. Da diese Schicht, wie die Analyse in Abschnitt 6.5.3 zeigt, für das Hämmern größer ist, kann diese dazu beitragen, die Lastspielzahlen der Proben zu erhöhen.

7 Diskussion Hämmerndes Drehen

Das Hämmernde Drehen ist eine Sonderform eines synchronisierten vibrationsunterstützten Drehprozesses, der eine hauptzeitparallele mechanische Oberflächenbehandlung und Mikrotextrurierung ermöglicht. Die Ergebnisse der FEM-Simulationen und experimentellen Untersuchungen zeigen, dass die beim Hämmernden Drehen überlagerte Schwingung in Schnittrichtung eine effektive periodische Entkopplung der tangentialen Relativgeschwindigkeit der Zerspanung ermöglicht. Dies führt dazu, dass die Richtung und der Betrag der wirkenden Kräfte maßgeblich beeinflusst werden können, was Auswirkungen auf die Mechanismen, die bei der Randschichtmodifikation wirken, hat. Das Hämmernde Drehen erlaubt eine Modifikation der Randschichtzustände des Vergütungsstahls 42CrMo4, wobei die Tiefenwirkung über die einer Zerspanung deutlich hinausreicht. Es wurde nachgewiesen, dass typische Mechanismen und Effekte einer mechanischen Oberflächenbehandlung wirken. Einer dieser Mechanismen ist die Einglättung der Oberfläche. Mithilfe des Hämmernden Drehens können Topographien gefertigt werden, die einen arithmetischen Mittelwert $S_a < 0,5 \mu\text{m}$ und eine maximale Höhe $S_z < 5 \mu\text{m}$ aufweisen, was eine deutliche Senkung im Vergleich zum zerspannten Zustand darstellt. Zudem kann eine Kornfeinung in der Randschicht hervorgerufen werden, die mit einer Tiefenwirkung von $3,34 \mu\text{m}$ die durch die zerspanende Bearbeitung hervorgerufene übersteigt. Ein elementarer Bestandteil der mechanischen Oberflächenbehandlung stellt die Einbringung von Druckeigenspannungen und die Kaltverfestigung der Randschicht dar. Eine Kaltverfestigung durch das Hämmernde Drehen wurde durch eine röntgenographische Messung der Halbwertsbreite bis in eine Tiefe von $200 \mu\text{m}$ nachgewiesen. Dieser Effekt wurde auch in Mechanismenversuchen an einer Aluminium-Kupfer-Legierung beobachtet, bei der ebenfalls ein Anstieg des Mikrohärtetiefenverlaufs bis in eine Tiefe von $150 \mu\text{m}$ nachgewiesen wurde. Aus der plastischen Verformung, die durch das Hämmernde Drehen bis in eine Tiefe von $200 \mu\text{m}$ induziert wird, resultieren Druckeigenspannungen in Schnittrichtung $\sigma_{11} < -1000 \text{ MPa}$ und in Vorschubrichtung $\sigma_{22} < -500 \text{ MPa}$. Die Größe und Tiefe der Druckeigenspannungen in diesem Vergütungsstahl sind vergleichbar mit denen anderer mechanischer Oberflächenbehandlungen. Durch das Festwalzen des gleichen Werkstoffs können Druckeigenspannungen in Vorschubrichtung bis zu $\sigma = -575 \text{ MPa}$ generiert werden (Meyer & Kämmler 2016). Der Vergleich mit der Prozesskombination Komplementärzerspanung zeigt, dass bei der gleichen Materialcharge ähnlich hohe Druckeigenspannungen erreicht werden können. Allerdings weisen diese eine andere Verteilung der Spannungen

auf, so treten in axialer Richtung $\sigma_{11} = -1190$ MPa und in tangentialer Richtung $\sigma_{22} = -550$ MPa auf, dies kann auf unterschiedliche Richtungen der Materialverdrängung zurückgeführt werden (Gerstenmeyer & Zanger et al. 2018). Durch die mechanische Oberflächenbehandlung mithilfe des Hämmernden Drehens konnte in Schwingfestigkeitsuntersuchungen eine erhebliche Lebensdauersteigerung von über 400 % im Vergleich zum zerspannten Zustand bei einer Randspannungsamplitude $\sigma_a = 600$ MPa ermittelt werden. Dauerfeste Durchläufer treten bis $\sigma_a = 575$ MPa auf, während dies bei den gedrehten Proben nur bis $\sigma_a = 400$ MPa der Fall ist. Zwar erlauben etablierte Verfahren der mechanischen Oberflächenbearbeitung, wie das Festwalzen oder Kugelstrahlen, absolut gesehen an diesem Werkstoff höhere Schwingfestigkeiten, doch steht bei diesen Verfahren die Einglättung der Probenoberfläche deutlich mehr im Fokus und nicht die Mikrotexturierung. Des Weiteren führen die periodischen Hämmerhübe beim Hämmernden Drehen zu einer Mikrotexturierung der Oberfläche, wobei eine Vorzugsrichtung der Topographie abweichend von der Schnittrichtung bis zu 90° erreicht werden kann. Diese Texturen weisen eine Topographie auf, die durch lineare oder rotatorische Bewegungen nicht erzeugt werden kann. Im Gegensatz zu den für das Drehen typischen linearen Texturelementen, wie der kinematischen Rauheit, sind diese durch eine periodische Struktur in Schnittrichtung definiert. Die vorliegenden Topografien entsprechen einer Fläche, die periodische Spitzen in Schnitt- sowie Vorschubrichtung aufweist, die durch die Prozessstellgrößen definiert werden. Dies belegt, dass das Hämmernde Drehen eine Prozesskombination darstellt, die die vibrationsunterstützte Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung kombiniert und in einen Drehprozess integriert. Die Erzeugung hochverfestigter Mikrotexturen wird ermöglicht ebenso wie die Einstellung der Randschichtzustände. Diese Texturen erlauben die gezielte Veränderung des tribologischen Verhaltens. So kann das Einlaufverhalten im tribologischen Kontakt beschleunigt werden, da die Texturen ausschließlich an ihren Spitzen mit dem Reibpartner in Kontakt kommen. Hierbei stellt sich schneller ein stationärer Zustand der Textur ein. Darüber hinaus kann der Unterschied des Haftreibungskoeffizienten zwischen dem trockenen und dem geschmierten Kontakt reduziert werden. Dies kann in technischen Systemen die Abhängigkeit des Reibkontakts vom Schmierungszustand reduzieren. Des Weiteren konnte eine mögliche negative Auswirkung der Texturen durch die erhöhte Kerbwirkung auf die Lebensdauer durch die effektive mechanische Oberflächenbehandlung reduziert werden. Es stellt sich vielmehr eine Verlängerung der Lebensdauer im Vergleich zum zerspannten Zustand ein.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Es folgt eine Zusammenfassung der Arbeit sowie ein Ausblick auf eine potenziell realisierbare Anpassung des Hämmernden Drehens, um höhere Schnittgeschwindigkeiten zu erreichen.

8.1 Zusammenfassung

Die Zielstellung der vorliegenden Arbeit bestand in der Entwicklung einer Prozesskombination und einem geeigneten Werkzeugsystem für einen Drehprozess, der eine mechanische Oberflächenbehandlung und Mikrotexturierung der Oberfläche hauptzeitparallel mithilfe der vibrationsunterstützten Zerspanung ermöglicht. Diese Prozesskombination wird als Hämmerndes Drehen bezeichnet. Zunächst wurden Analogieversuche mithilfe der Maschinenkinematik einer Drehmaschine durchgeführt, mit denen nachgewiesen wurde, dass eine Bearbeitung ähnlich dem maschinellen Oberflächenhämmern mit konventionellen Wendeschneidplatten aus dem industriellen Umfeld möglich ist. Im Rahmen der Untersuchung erfolgte eine Analyse des Einflusses der Prozessstellgrößen auf die Prozesskräfte, die Topographie sowie den Eigenspannungszustand. In dieser Untersuchung konnte experimentell nachgewiesen werden, dass Prozesskräfte bis zu 160 N durch die Hämmerhübe hervorgerufen werden und dies nicht zum Versagen der Wendeschneidplatten führt. Bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4 in den Analogieversuchen konnten Druckeigenspannungen $\sigma_{11} < -750$ MPa induziert werden. Auf Basis der in den Analogieversuchen gewonnenen Erkenntnisse wurden ein für das Hämmernde Drehen geeignetes piezoelektrisches Werkzeugsystem entwickelt und geeignete Stellgrößen identifiziert. Es erfolgte eine Charakterisierung der dynamischen und statischen Eigenschaften des Werkzeugsystems, um sicherzustellen, dass die hohe Dynamik der Auslenkungen bis 400 Hz bzw. 1200 Hz, die für das Hämmernde Drehen erforderlich sind, zuverlässig erfüllt werden können.

In einer nachfolgenden Untersuchung der Randschichtzustände wurde der Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Eigenspannungen, Topographie und Prozesskräfte untersucht. Des Weiteren erfolgte eine detaillierte Untersuchung der Randschichtzustände an einer ausgewählten Parameterkombination mit Schnittgeschwindigkeit $v_c = 0,5$ m/min, Vorschub $f_c = 0,05$ mm/U und Hämmerhub $a_H = 20$ μ m. Diesbezüglich wurden die Mikrostruktur und das Gefüge, die Kaltverfestigung sowie der Eigenspannungstiefenverlauf untersucht. Hierbei wurde sowohl das Hämmernde Drehen, welches

sich durch seine zweiachsige synchronisierte Schwingung auszeichnet, als auch eine weitere Variante der vibrationsunterstützten Zerspanung untersucht, die lediglich eine einfache Schwingung aufweist. Dieser als vibrationsunterstütztes Drehen bezeichnete Prozess sowie ein klassischer Drehprozess wurden als Referenz für eine Einordnung und den Vergleich der Ergebnisse herangezogen. Die Untersuchung des Einflusses der Prozessstellgrößen wurde nicht nur experimentell, sondern auch mittels FEM-Simulationen und geometrischer Simulationen durchgeführt. Die 2D-FEM-Simulation ermöglichte eine detaillierte Analyse der Entstehung der Eigenspannungen in Schnittrichtung und deren Vergleich und Gegenüberstellung mit den Ergebnissen des vibrationsunterstützten Drehens ohne eine Entkoppelung der Zerspanung. Hierbei erfolgte auch eine Analyse der idealen Prozesskräfte, ohne eine Überlagerung von Störgrößen. Mithilfe der geometrischen Simulation konnten die idealen Topographien und Höhenparameter berechnet werden, wie diese gemäß der Werkzeugtrajektorie erzeugt werden.

Abschließend wurde das Bauteilverhalten, das durch das Hämmernde Drehen beeinflusst werden kann, in Form des tribologischen Verhaltens sowie der Schwingfestigkeit untersucht. In diesem Kontext konnte ein erhebliches Potenzial des Hämmernden Drehens bezüglich der Schwingfestigkeitssteigerung im Vergleich zum zerspannten Zustand nachgewiesen werden. Bei einer Randspannungsamplitude $\sigma_a = 600$ MPa konnte eine vierfache Steigerung der Lebensdauer beobachtet werden. Dies veranschaulicht, dass das Hämmernde Drehen den Charakter einer mechanischen Oberflächenbehandlung besitzt und durch die Einbringung hoher Druckeigenspannungen eine Steigerung der Schwingfestigkeit erzielt. Die Prozesskombination beeinflusst jedoch nicht nur die tief-liegende Randschicht, sondern auch die Topographie.

Durch die Texturierung, die durch die Bearbeitung mit dem Hämmernden Drehen erfolgt, kann das tribologische Verhalten gegenüber gedrehten Topographien beeinflusst werden. Es konnte eine Verkürzung des Einlaufverhaltens der Proben beobachtet werden. Zudem wurde eine Reduktion der Abhängigkeit des Haftreibungskoeffizienten vom Schmierzustand festgestellt. Dies verdeutlicht, dass das Hämmernde Drehen als eine Prozesskombination, das Potenzial besitzt, gegenüber der reinen Zerspanung eine mechanische Oberflächenbehandlung und Mikrotexturierung in den Prozess zu integrieren.

8.2 Ausblick

Eine der größten Defizite des Hämmernden Drehens ist die geringe Schnittgeschwindigkeit, die technisch bedingt nur realisierbar ist. Dies ergibt sich aus der Synchronisation der Achsen und der erforderlichen nichtresonanten Schwingung. Die diskontinuierliche Form des Hämmerhubs als Halbwelle einer Sinusschwingung lässt jedoch nur ein nichtresonantes System zu. Sollen für die industrielle Anwendung Schnittgeschwindigkeiten um den Faktor 50 auf $v_c > 100$ m/min bei einem Eindruckabstand $d_i = 83,3$ μm gesteigert werden, so muss die Betriebsfrequenz $f_{c,o} > 20$ kHz und die Frequenz, aus der sich der Hämmerhub ableitet, entsprechend größer als 60 kHz sein. Diese Frequenzen sind für nichtresonante Systeme weit entfernt von jeglicher technischer Realisierbarkeit. Diese Arbeit hat gezeigt, dass in vielen technisch relevanten Aspekten durch das vibrationsunterstützte Drehen ohne eine Entkoppelung der Zerspanung ebenfalls gute oder sogar vergleichbare Ergebnisse bezüglich der Bauteileigenschaften erzielt werden können. Ein möglicher Ansatz stellt die Kombination des Hämmernden Drehens mit dem vibrationsunterstützten Drehen dar. Dies impliziert, dass der Hämmerhub keine diskontinuierliche Schwingung darstellt, sondern eine kontinuierliche Sinusschwingung. Dies würde es ermöglichen, von dem nichtresonanten piezoelektrischen Werkzeugsystem zu einem resonanten System überzugehen, das in der Lage ist, Frequenzen im Kilohertzbereich abzubilden. In diesem Fall würde während der Entkoppelung der Zerspanung ein Hämmerndes Drehen erfolgen, gefolgt von zwei Hämmerhüben, die dem vibrationsunterstützten Drehen entsprechen, wobei eine erhöhte Gleitgeschwindigkeit vorliegt. Hierbei würde die Schwingung der Hämmerfrequenz im Bereich zwischen 50 kHz und 100 kHz liegen, was selbst bei einer resonanten Schwingung sehr hohe Anforderungen an die Mechanik stellt. Würde die Frequenz der Hämmerhübe nicht mit der dreifachen Betriebsfrequenz gewählt, sondern mit einer anderen Vielfachen der Frequenz, z. B. mit der doppelten Frequenz, würde die Frequenz der Hämmerhübe reduziert, was die technische Realisierbarkeit vereinfacht. Eine weitere Überlegung könnte darin bestehen, für die überlagerte Schwingung und die Hämmerhübe dieselbe Frequenz zu wählen. Somit würde nur ein Hämmerndes Drehen vorliegen, wobei das Auslegungsprinzip, dass bei maximaler Auslenkung die Entkoppelung erfolgt, weiterhin bestehen bliebe. Während eines Hämmerhubs würden jedoch höhere Gleitgeschwindigkeiten auftreten.

9 Eigene Veröffentlichungen

Software-Defined Value Stream Process Systems

Goebels, M.; Schulte, A.; Georgi, P.; Heimberger, F.; Schwalm, J.; Liewerenz, O.; Schäfer, A.; Fleischer, J.; Verl, A.; Möhring, H.-C.; Schulze, V.; Matthiesen, S.; Parspour, N.
(2025). Machines, 13 (1), Art.-Nr.: 42.
doi:10.3390/machines13010042

Investigation of the surface topography and cutting tool kinematics in Hammering Turning

Schwalm, J.; Görtz, M.; Gonzalez, G.; Schulze, V.; Zanger, F.
(2024). 7th CIRP Conference on Surface Integrity Hrsg.: Meyer, Daniel; Karpuschewski, Bernhard; Eich, Marco; Hettig, Matthias, 123, 179–184.
doi:10.1016/j.procir.2024.05.033

Finite Element Simulation of the process combination Hammering Turning

Schwalm, J.; Mann, F.; González, G.; Zanger, F.; Schulze, V.
(2023). 19th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations Hrsg.: Schulze, Volker; Biermann, Dirk, 117, 110–115.
doi:10.1016/j.procir.2023.03.020

Main time-parallel mechanical surface treatment and surface texturing during machining

Schwalm, J.; Mann, F.; Gerstenmeyer, M.; Zanger, F.; Schulze, V.
(2022). Procedia CIRP, 108, 240–245.
doi:10.1016/j.procir.2022.03.042

Hämmerndes Drehen: Hauptzeitparallele Zerspanung und mechanische Oberflächentexturierung

Schwalm, J.; Gerstenmeyer, M.; Zanger, F.; Schulze, V.
(2022). wt Werkstattstechnik online, 2022 (1), 22–27.
doi:10.37544/1436-4980-2022-01-02-26

**Komplementärzerspanung – Zerspanung und mechanische
Oberflächenbehandlung in einer Aufspannung: Hybride Zerspanungsprozesse**

Schwalm, J.; Liu, Y.; Söllner, Y.; Gerstenmayer, M.; Zanger, F.; Schulze, V.
(2020). wt Werkstattstechnik online, 110 (11-12), 743–747.
doi:10.37544/1436-4980-2020-11-12-7

**Complementary Machining: Effect of tool types on tool wear and surface
integrity of AISI 4140**

Schwalm, J.; Gerstenmayer, M.; Zanger, F.; Schulze, V.
(2020). 5th CIRP Conference on Surface Integrity (CSI 2020), 1st E-Confer-
ence, 1 - 5 June 2020. Ed.: Pedro J. Arrazola, 89–94, Elsevier.
doi:10.1016/j.procir.2020.02.035

10 Literaturverzeichnis

(A_Görtz 2023)

A_Görtz, M. (2023), *Weiterentwicklung und Erprobung eines piezoelektrischen Werkzeugsystems für die Prozesskombination Hämmern des Drehen*. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(Amanov & Cho et al. 2012)

Amanov, A.; Cho, I. S.; Pyoun, Y. S.; Lee, C. S. & Park, I. G. (2012), „Micro-dimpled surface by ultrasonic nanocrystal surface modification and its tribological effects“, *Wear*, 286-287, S. 136–144.

(Bai & Gao et al. 2023)

Bai, W.; Gao, Y. & Sun, R. (2023), *Vibration Assisted Machining*, Springer Nature Singapore, Singapore. ISBN: 978-981-19-9130-1.

(Bai & Sun et al. 2017)

Bai, W.; Sun, R.; Leopold, J. & Silberschmidt, V. V. (2017), „Microstructural evolution of Ti6Al4V in ultrasonically assisted cutting: Numerical modelling and experimental analysis“, *Ultrasonics*, 78, S. 70–82.

(Balamuth 1952)

Balamuth, L., *Method and Means for Removing Material from a Solid Body*(1952).

(Balamuth 1954)

Balamuth, L. (1954), „Mechanical Impedance Transformers in Relation to Ultrasonic Machining“, *The Journal of the Acoustical Society of America*, 26(5_Supplement), S. 934.

(Bleicher & Lechner et al. 2012)

Bleicher, F.; Lechner, C.; Habersohn, C.; Kozeschnik, E.; Adjassoho, B. & Kaminiski, H. (2012), „Mechanism of surface modification using machine hammer peening technology“, *CIRP Annals*, 61(1), S. 375–378.

(Brehl & Dow 2008)

Brehl, D. E. & Dow, T. A. (2008), „Review of vibration-assisted machining“, *Precision Engineering*, 32(3), S. 153–172.

(C. E. Shannon 1998)

C. E. Shannon (1998), „Communication in the Presence of Noise“, *PROCEEDINGS OF THE IEEE*, VOL. 86(NO. 2), S. 447–457.

(Cao & Pyoun et al. 2010)

Cao, X. J.; Pyoun, Y. S. & Murakami, R. (2010), „Fatigue properties of a S45C steel subjected to ultrasonic nanocrystal surface modification“, *Applied Surface Science*, 256(21), S. 6297–6303.

(Chan & Cheng 2022)

Chan, . L. & Cheng, H. K. F. (2022), „Hammer peening technology—the past, present, and future“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 118(3-4), S. 683–701.

(Chen & Huo et al. 2018)

Chen, .; Huo, D.; Shi, Y. & Hale, J. M. (2018), „State-of-the-art review on vibration-assisted milling: principle, system design, and application“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 97(5-8), S. 2033–2049.

(Chen & Zhao et al. 2022)

Chen, S.; Zhao, .; Yan, P.; Qiu, T.; Gu, H.; Jiao, L. & ang, X. (2022), „Effect of milling surface topography and texture direction on fatigue behavior of ZK61M magnesium alloy“, *International Journal of Fatigue*, 156, S. 106669.

(Clarebrough & Hargreaves 1959)

Clarebrough, L. M. & Hargreaves, M. E. (1959), „ork hardening of metals“, *Progress in Metal Physics*, 8, S. 1–103.

(Colwell 1958)

Colwell, L. V. (1958), *Residual stresses in metal cutting*. INDUSTRY PROGRAM OF THE COLLEGE OF ENGINEERING, THE UNIVERSITY OF MICHIGAN.

(Costa & Im Hutchings 2015)

Costa, H. L. & Im Hutchings (2015), „Some innovative surface texturing techniques for tribological purposes“, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology*, 229(4), S. 429–448.

(Cottrell 2001)

Cottrell, A. H. (2001), „A theory of work softening“, *Philosophical Magazine Letters*, 81(1), S. 23–28.

(Cross & Jain 1983)

Cross, G. R. & Jain, A. K. (1983), „Markov random field texture models“, *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 5(1), S. 25–39.

(Curie & Curie 1880)

Curie, J. & Curie, P. (1880), „Développement par compression de l'électricité polaire dans les cristaux hémiedres à faces inclinées“, *Bulletin de la Société minéralogique de France*, 3(4), S. 90–93.

(Czichos & Habig 2020)

Czichos, H. & Habig, K.-H. (2020), *Tribologie-Handbuch*, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-29483-0.

(Denkena & Breidenstein et al. 2010)

Denkena, B.; Breidenstein, B.; Leon, L. de & Dege, J. (2010), „Development of Combined Manufacturing Technologies for High-Strength Structural Components“, *Advanced Materials Research*, 137, S. 219–246.

(Denkena & Grove et al. 2016)

Denkena, B.; Grove, T. & Maiss, O. (2016), „Influence of Hard Turned Roller Bearings Surface on Surface Integrity after Deep Rolling“, *Procedia CIRP*, 45, S. 359–362.

(Denkena & Grove et al. 2017)

Denkena, B.; Grove, T. & Maiss, O. (2017), „Surface texturing of rolling elements by hard ball-end milling and burnishing“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 93(9-12), S. 3713–3721.

(Denkena & Meyer et al. 2007)

Denkena, B.; Meyer, R. & Breidenstein, B. (2007), „Development of Combined Manufacturing Technologies for High-Strength Structure Components“, *Advanced Materials Research*, 22, S. 67–75.

(Denkena & Reichstein et al. 2005)

Denkena, B.; Reichstein, M.; Brodehl, J. & Leon-Garcia, L. de (2005), „Surface Preparation, Coating and Wear Performance of Geometrically Defined Cutting Edges“, *8th CIRP Int. Workshop on Modeling of Machining*.

(DIN15305:2009-01)

DIN 15305:2009-01(2009), *Zerstörungsfreie Prüfung-Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen*, DIN Media GmbH, Berlin.

(DIN6892-1:2020-06)

DIN 6892-1:2020-06(2020), *Metallische Werkstoffe- Zugversuch- Teil_1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*, DIN Media GmbH, Berlin.

(DIN50100:2022-12)

DIN 50100:2022-12(2022), *Schwingfestigkeitsversuch- Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*, DIN Media GmbH, Berlin.

(DIN6507-1:2024-01)

DIN 6507-1:2024-01(2024), *Metallische Werkstoffe_ - Härteprüfung nach Vickers_ - Teil_1: Prüfverfahren*, DIN Media GmbH, Berlin.

(Dunn & Carstensen et al. 2014)

Dunn, A.; Carstensen, J. V.; Wlodarczyk, K. L.; Hansen, E. B.; Gabzdyl, J.; Harrison, P. M.; Shephard, J. D. & Hand, D. P. (2014), „Nanosecond laser texturing for high friction applications“, *Optics and Lasers in Engineering*, 62, S. 9–16.

(Field & Kahles 1964)

Field, M. & Kahles, J. F. (1964), „The Surface Integrity of Machined and Ground High Strength Steels“, *DMIC Report*(210), S. 54–77.

(Flores & Wiens 2016)

Flores, G. & Wiens, A. (2016), „Herstellung von Funktionsoberflächen mit hoher Haftreibung durch Laserstrukturieren“, *VDI-Z*(9), S. 62–64.

(Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. 1985)

Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (1985), „Referenzöle Referenzöle für Wälz- und Gleitlager-, Zahnrad- und Kupplungsversuche. - Datensammlung für Mineralöle -“, *FORSCHUNGSHEFT FORSCHUNGSVEREINIGUNG ANTRIEBS-TECHNIK E.V.*(180).

(Friedel 1957)

Friedel, J. (1957), „The mechanism of work-hardening and slip-band formation“, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 242(1229), S. 147–159.

(Fu & Chu et al. 2018)

Fu, P.; Chu, R.; Xu, Z.; Ding, G. & Jiang, C. (2018), „Relation of hardness with FWHM and residual stress of GCr15 steel after shot peening“, *Applied Surface Science*, 431, S. 165–169.

(Gerstenmeyer 2018)

Gerstenmeyer, M. (2018), *Entwicklung und Analyse eines mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahrens unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges*. Dissertation, Shaker Verlag.

(Gerstenmeyer & Zanger et al. 2016)

Gerstenmeyer, M.; Zanger, F. & Schulze, V. (2016), „Complementary Machining – Machining Strategy for Surface Modification“, *Procedia CIRP*, 45, S. 247–250.

(Gerstenmeyer & Zanger et al. 2018)

Gerstenmeyer, M.; Zanger, F. & Schulze, V. (2018), „Influence of Complementary Machining on fatigue strength of AISI 4140“, *CIRP Annals*, 67(1), S. 583–586.

(Gössinger & Bauer et al. 2015)

Gössinger, S.; Bauer, C. & Lechner, C. (2015), „Using Machine Hammer to Reduce Friction in Turbulent Fluid Flows“, *WASSERWIRTSCHAFT*, 105(13), S. 120–124.

(Greco & Raphaelson et al. 2009)

Greco, A.; Raphaelson, S.; Ehmann, K.; Wang, Q. J. & Lin, C. (2009), „Surface Texturing of Tribological Interfaces Using the Vibromechanical Texturing Method“, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 131(6).

(Gropper & Wang et al. 2016)

Gropper, D.; Wang, L. & Harvey, T. J. (2016), „Hydrodynamic lubrication of textured surfaces: A review of modeling techniques and key findings“, *Tribology International*, 94, S. 509–529.

(Habig & Knoll 2020)

Habig, K.-H. & Knoll, G. (2020), „Schmierung“ in *Tribologie-Handbuch*, Hrsg. H. Czichos & K.-H. Habig, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, S. 209–229.

(Hamilton & Walowit et al. 1966)

Hamilton, D. B.; Walowit, J. A. & Allen, C. M. (1966), „A Theory of Lubrication by Microirregularities“, *Journal of Basic Engineering*, 88(1), S. 177–185.

(Han & Mu et al. 2016)

Han, Z.; Mu, Z.; Yin, W.; Li, W.; Niu, S.; Zhang, J. & Ren, L. (2016), „Biomimetic multifunctional surfaces inspired from animals“, *Advances in colloid and interface science*, 234, S. 27–50.

(Hassner & Sklansky 1980)

Hassner, M. & Sklansky, J. (1980), „The use of Markov Random Fields as models of texture“, *Computer Graphics and Image Processing*, 12(4), S. 357–370.

(Henriksen 1951)

Henriksen, E. K. (1951), „Residual Stresses in Machined Surfaces“, *Journal of Fluids Engineering*, 73(1), S. 69–76.

(Hertz 1882)

Hertz, H. (1882), „Ueber die Berührung fester elastischer Körper“, *crll*, 1882(92), S. 156–171.

(Huang & Zhang et al. 2018)

Huang, X.-D.; Zhang, X.-M.; Leopold, J. & Ding, H. (2018), „Analytical Model for Prediction of Residual Stress in Dynamic Orthogonal Cutting Process“, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 140(1).

(Jawahir & Brinksmeier et al. 2011)

Jawahir, I. S.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwall, D. K.; Outeiro, J. C.; Meyer, D.; Umbrello, D. & Jayal, A. D. (2011), „Surface integrity in material removal processes: Recent advances“, *CIRP Annals*, 60(2), S. 603–626.

(John & Sirohi et al. 2007)

John, S.; Sirohi, J.; Wang, G. & Wereley, N. M. (2007), „Comparison of Piezoelectric, Magnetostrictive, and Electrostrictive Hybrid Hydraulic Actuators“, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 18(10), S. 1035–1048.

(Karpuschewski & Kinner-Becker et al. 2022)

Karpuschewski, B.; Kinner-Becker, T.; Klink, A.; Langenhorst, L.; Mayer, J.; Meyer, D.; Radel, T.; Reese, S. & Sölter, J. (2022), „Process Signatures–Knowledge-

based approach towards function-oriented manufacturing“, *Procedia CIRP*, 108, S. 624–629.

(Klocke & Trauth et al. 2014)

Klocke, F.; Trauth, D.; Schongen, F. & Shirobokov, A. (2014), „Analysis of friction between stainless steel sheets and machine hammer peened structured tool surfaces: experimental and numerical investigation of the lubricated interaction gap“, *Production Engineering*, 8(3), S. 263–272.

(Kloos 1979)

Kloos, K. H. (1979), „Eigenspannungen, Definition und Entstehungsursachen“, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 10(9), S. 293–302.

(Kovalchenko & Ajayi et al. 2011)

Kovalchenko, A.; Ajayi, O.; Erdemir, A. & Fenske, G. (2011), „Friction and wear behavior of laser textured surface under lubricated initial point contact“, *Wear*, 271(9-10), S. 1719–1725.

(KUO 2009)

KUO, K.-L. (2009), „Ultrasonic vibrating system design and tool analysis“, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 19, s225-s231.

(Kurniawan & Ahmed et al. 2021)

Kurniawan, R.; Ahmed, F.; Ali, S.; Park, G. C. & Ko, T. J. (2021), „Analytical, FEA, and experimental research of 2D-Vibration Assisted Cutting (2D-VAC) in titanium alloy Ti6Al4V“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 117(5-6), S. 1739–1764.

(Kurniawan & Ko 2013)

Kurniawan, R. & Ko, T. J. (2013), „A study of surface texturing using piezoelectric tool holder actuator on conventional CNC turning“, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 14(2), S. 199–206.

(Kurniawan & Ko 2015)

Kurniawan, R. & Ko, T. J. (2015), „Friction reduction on cylindrical surfaces by texturing with a piezoelectric actuated tool holder“, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 16(5), S. 861–868.

(Lechner & Friedrich et al. 2012)

Lechner, C.; Friedrich, B.; Haberson, C.; Bauer, C. & Goessinger, S. (2012), „The

Use of Machine Hammer Peening Technology for Smoothing and Structuring of Surfaces“ in *DAAAM Proceedings*, DAAAM International Vienna, S. 331–336.

(Lienert & Hoffmeister et al. 2013)

Lienert, F.; Hoffmeister, J. & Schulze, V. (2013), „Residual Stress Depth Distribution after Piezo Peening of Quenched and Tempered AISI 4140“, *Materials Science Forum*, 768-769, S. 526–533.

(Lienert & Hoffmeister et al. 2014)

Lienert, L.; Hoffmeister, J.; Erz, A. & Schulze, V. (2014), „Influence of piezo peening on the fatigue strength of quenched and tempered AISI 4140“, *Proceedings of the 12th Conference on Shot Peening, Goslar, Germany, 2014*.

(Lin & Han et al. 2017)

Lin, J.; Han, J.; Lu, M.; Yu, B. & Gu, Y. (2017), „Design, analysis and testing of a new piezoelectric tool actuator for elliptical vibration turning“, *Smart Materials and Structures*, 26(8), S. 85008.

(Liu & Wu et al. 2019)

Liu, X.; Wu, D.; Zhang, J.; Hu, X. & Cui, P. (2019), „Analysis of surface texturing in radial ultrasonic vibration-assisted turning“, *Journal of Materials Processing Technology*, 267, S. 186–195.

(Liu & Zhang et al. 2021)

Liu, X.; Zhang, J. & Li, L. (2021), „Surface Integrity and Friction Performance of Brass H62 Textured by One-Dimensional Ultrasonic Vibration-Assisted Turning“, *Micromachines*, 12(11).

(Lu & Wood et al. 2017)

Lu, P.; Wood, R. J.; Gee, M. G.; Wang, L. & Pfleging, B. (2017), „The use of anisotropic texturing for control of directional friction“, *Tribology International*, 113, S. 169–181.

(Lu & Wood et al. 2018)

Lu, P.; Wood, R. J. K.; Gee, M. G.; Wang, L. & Pfleging, B. (2018), „A Novel Surface Texture Shape for Directional Friction Control“, *Tribology Letters*, 66(1).

(Lu & Zhu et al. 2021)

Lu, H.; Zhu, L.; Yang, Z.; Yan, B.; Hao, Y. & Qin, S. (2021), „Research on the

generation mechanism and interference of surface texture in ultrasonic vibration assisted milling“, *International Journal of Mechanical Sciences*, 208, S. 106681.

(Macherauch & Wohlfahrt et al. 1973)

Macherauch, E.; ohlfahrt, H. & olfstieg, U. (1973), „Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen“, *HTM Journal of Heat Treatment and Materials*, 28(3), S. 201–211.

(Maiya 1975)

Maiya, P. S. (1975), „Geometrical characterization of surface roughness and its application to fatigue crack initiation“, *Materials Science and Engineering*, 21, S. 57–62.

(Malaki & Ding 2015)

Malaki, M. & Ding, H. (2015), „A review of ultrasonic peening treatment“, *Materials & Design*, 87, S. 1072–1086.

(Mann & Guo et al. 2011)

Mann, J. B.; Guo, Y.; Saldana, C.; Compton, W. D. & Chandrasekar, S. (2011), „Enhancing material removal processes using modulation-assisted machining“, *Tribology International*, 44(10), S. 1225–1235.

(Mao & Siddaiah et al. 2020)

Mao, B.; Siddaiah, A.; Liao, Y. & Menezes, P. L. (2020), „Laser surface texturing and related techniques for enhancing tribological performance of engineering materials: A review“, *Journal of Manufacturing Processes*, 53, S. 153–173.

(Marian 2021)

Marian, M. (2021), *Numerische Auslegung von Oberflächenmikrotexturen für geschmierte tribologische Kontakte*, FAU University Press.

(Maroju & Pasam 2019)

Maroju, N. K. & Pasam, V. K. (2019), „FE Modeling and Experimental Analysis of Residual Stresses in Vibration Assisted Turning of Ti6Al4V“, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 20(3), S. 417–425.

(Meyer & Kämmler 2016)

Meyer, D. & Kämmler, J. (2016), „Surface Integrity of AISI 4140 After Deep Rolling with Varied External and Internal Loads“, *Procedia CIRP*, 45, S. 363–366.

(Nakagawa & Hayashi et al. 2020)

Nakagawa, K.; Hayashi, M.; Takano-Satoh, K.; Matsunaga, H.; Mori, H.; Maki, K.; Onuki, Y.; Suzuki, S. & Sato, S. (2020), „Characterization of Dislocation Rearrangement in FCC Metals during Work Hardening Using X-ray Diffraction Line-Profile Analysis“, *Quantum Beam Science*, 4(4), S. 36.

(Nanbu & Ren et al. 2008)

Nanbu, T.; Ren, N.; Yasuda, Y.; Zhu, D. & Wang, Q. J. (2008), „Micro-Textures in Concentrated Conformal-Contact Lubrication: Effects of Texture Bottom Shape and Surface Relative Motion“, *Tribology Letters*, 29(3), S. 241–252.

(Novovic & Dewes et al. 2004)

Novovic, D.; Dewes, R. C.; Aspinwall, D. K.; Voice, T. & Bowen, P. (2004), „The effect of machined topography and integrity on fatigue life“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(2-3), S. 125–134.

(Oechsner & Wied et al. 2014)

Oechsner, M.; Wied, J. & Stock, J. (2014), „Influence of Machine Hammer Peening on the Tribology of Sheet Forming“, *Advanced Materials Research*, 966-967, S. 397–405.

(Peeters & Seefeldt et al. 2001)

Peeters, B.; Seefeldt, M.; Teodosiu, C.; Kalidindi, S. R.; van Houtte, P. & Aernoudt, E. (2001), „Work-hardening/softening behaviour of b.c.c. polycrystals during changing strain paths: I. An integrated model based on substructure and texture evolution, and its prediction of the stress–strain behaviour of an IF steel during two-stage strain paths“, *Acta Materialia*, 49(9), S. 1607–1619.

(Petch 1953)

Petch, N. J. (1953), „The Cleavage Strength of Polycrystals“, *Journal of the Iron and Steel Institute*(Vol. 174), S. 25–28.

(Peterson & Plunkett 1975)

Peterson, R. E. & Plunkett, R. (1975), „Stress Concentration Factors“, *Journal of Applied Mechanics*, 42(1), S. 248.

(Pettersson & Jacobson 2003)

Pettersson, U. & Jacobson, S. (2003), „Influence of surface texture on boundary lubricated sliding contacts“, *Tribology International*, 36(11), S. 857–864.

(Pyoun 2000)

Pyoun, Y. (2000), *Micro-burnishing apparatus using ultrasonic vibration*. EP1303380 A1.

(Pyun & Suh et al. 2012)

Pyun, Y. S.; Suh, C. M.; Yamaguchi, T.; Im, J. S.; Kim, J. H.; Amanov, A. & Park, J. H. (2012), „Fatigue characteristics of SAE52100 steel via ultrasonic nanocrystal surface modification technology“, *Journal of nanoscience and nanotechnology*, 12(7), S. 6089–6095.

(Rabinowicz & Tanner 1966)

Rabinowicz, E. & Tanner, R. I. (1966), „Friction and Wear of Materials“, *Journal of Applied Mechanics*, 33(2), S. 479.

(Ramesh & Akram et al. 2013)

Ramesh, A.; Akram, W.; Mishra, S. P.; Cannon, A. H.; Polycarpou, A. A. & King, J. P. (2013), „Friction characteristics of microtextured surfaces under mixed and hydrodynamic lubrication“, *Tribology International*, 57, S. 170–176.

(Rezayat & Valencia-Cadena et al. 2025)

Rezayat, M.; Valencia-Cadena, A.; Roa, J. J. & Mateo, A. (2025), „Assessing the influence of laser surface texturing on the fatigue behavior of AISI 301LN stainless steel“, *Materials Science and Engineering: A*, 923, S. 147756.

(Roth 1949)

Roth, J. (1949), „Piezoelectric Transducers“, *Proceedings of the IRE*, 37(7), S. 750–758.

(SAKAGUCHI & KUMABE 1975)

SAKAGUCHI, K. & KUMABE, J. (1975), „Impact Properties of the Ultrasonic Vibrating Grinding Wheel“, *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, 41(485), S. 559–564.

(Schneider & Djamiykov et al. 2018)

Schneider, J.; Djamiykov, V. & Greiner, C. (2018), „Friction reduction through biologically inspired scale-like laser surface textures“, *Beilstein journal of nanotechnology*, 9, S. 2561–2572.

(Scholtes 1991)

Scholtes, B. (Hrsg.) (1991), *Eigenspannungen in mechanisch*

randschichtverformten Werkstoffzuständen. Ursachen, Ermittlung und Bewertung. Zugl.: Karlsruhe, Univ., Habil.-Schr., 1990, DGM-Informationsges. Verl., Oberursel. ISBN: 3883551708.

(Schulze 2006)

Schulze, V. (2006), *Modern mechanical surface treatment. States, stability, effects*, Wiley-VCH, Weinheim. ISBN: 3527313710.

(Schulze & Aurich et al. 2024)

Schulze, V.; Aurich, J.; Jawahir, I. S.; Karpuschewski, B. & Yan, J. (2024), „Surface conditioning in cutting and abrasive processes“, *CIRP Annals*, 73(2), S. 667–693.

(Schulze & Bleicher et al. 2016)

Schulze, V.; Bleicher, F.; Groche, P.; Guo, Y. B. & Pyun, Y. S. (2016), „Surface modification by machine hammer peening and burnishing“, *CIRP Annals*, 65(2), S. 809–832.

(Schütz 1993)

Schütz, . (1993), „Mechanische Oberflächenbehandlung – Festwalzen, Kugelstrahlen, Sonderverfahren. E. Broszeit und H. Steindorf (Herausgeber) DGM Informationsgesellschaft, ISBN 3-88355-156-2, 1989“, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 24(7), S. 249.

(Schwalm & Gerstenmayer et al. 2022)

Schwalm, J.; Gerstenmayer, M.; Zanger, F. & Schulze, V. (2022), „Hämmerndes Drehen/Hammering turning – main time parallel cutting and mechanical surface texturing“, *wt Werkstattstechnik online*, 112(01-02), S. 22–27.

(Schwalm & Mann et al. 2023)

Schwalm, J.; Mann, F.; González, G.; Zanger, F. & Schulze, V. (2023), „Finite Element Simulation of the process combination Hammering Turning“, *Procedia CIRP*, 117, S. 110–115.

(Seah & Wong et al. 1993)

Seah, K.; Wong, Y. S. & Lee, L. C. (1993), „Design of tool holders for ultrasonic machining using FEM“, *Journal of Materials Processing Technology*, 37(1-4), S. 801–816.

(Sedlaček & Guštin et al. 2020)

Sedlaček, M.; Guštin, A. Z. & Žužek, B. (2020), „Influence of Laser Surface Texturing Sequence on Fatigue Properties of Coated Cold Churn Tool Steel“, *Metals*, 10(12), S. 1636.

(Segebade 2021)

Segebade, E. T. (2021), *Erhöhung der Verschleißbeständigkeit von Bauteilen aus Ti-6Al-4V mittels simulationsgestützter Zerspanung und mechanischer Mikrotexturierung*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, Institut für Produktionstechnik (WBK).

(Segebade & Kümmel et al. 2018)

Segebade, E.; Kümmel, D.; Zanger, F.; Schneider, J. & Schulze, V. (2018), „Surface texturing of TiAl6V4 using cutting tools in reverse“, *Procedia Manufacturing*, 18, S. 97–103.

(Shamoto & Moriwaki 1994)

Shamoto, E. & Moriwaki, T. (1994), „Study on Elliptical Vibration Cutting“, *CIRP Annals*, 43(1), S. 35–38.

(Skelton 1968)

Skelton, R. C. (1968), „Turning with an oscillating tool“, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 8(4), S. 239–259.

(Stampfer & González et al. 2021)

Stampfer, B.; González, G.; Gerstenmeyer, M. & Schulze, V. (2021), „The Present State of Surface Conditioning in Cutting and Grinding“, *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, 5(3), S. 92.

(Steitz & Klasen et al. 2015)

Steitz, M.; Klasen, P. & Groche, P. (2015), „Friction behavior of hammer peened surface textures during strip drawing test“, *IDDRG 2015 Conference*, 2015, S. 270–281.

(Steitz & Stein et al. 2015)

Steitz, M.; Stein, P. & Groche, P. (2015), „Influence of Hammer-Peened Surface Textures on Friction Behavior“, *Tribology Letters*, 58(2).

(Stribeck 1903)

Stribeck, R. (1903), „Die wesentliche Eigenschaften der Gleit-und Rollenlager“, *VDI-Forschungsheft*(46).

(Suraratchai & Limido et al. 2008)

Suraratchai, M.; Limido, J.; Mabru, C. & Chieragatti, R. (2008), „Modelling the influence of machined surface roughness on the fatigue life of aluminium alloy“, *International Journal of Fatigue*, 30(12), S. 2119–2126.

(Sylwestrowicz & Hall 1951)

Sylwestrowicz, . & Hall, E. O. (1951), „The Deformation and Ageing of Mild Steel“, *Proceedings of the Physical Society. Section B*, 64(6), S. 495–502.

(Trumper & Lu 2007)

Trumper, D. L. & Lu, X. (2007), „Fast Tool Servos: Advances in Precision, Acceleration, and Bandwidth“ in *Towards Synthesis of Micro-/Nano-systems*, Springer London, S. 11–19.

(Vinogradov 2007)

Vinogradov, A. (2007), „Fatigue limit and crack growth in ultra-fine grain metals produced by severe plastic deformation“, *Journal of Materials Science*, 42(5), S. 1797–1808.

(Volchok & Halperin et al. 2002)

Volchok, A.; Halperin, G. & Etsion, I. (2002), „The effect of surface regular microtopography on fretting fatigue life“, *Wear*, 253(3-4), S. 509–515.

(Wang & Tao et al. 2003)

ang, Z.; Tao, N.; Li, S.; ang, .; Liu, G.; Lu, J. & Lu, K. (2003), „Effect of surface nanocrystallization on friction and wear properties in low carbon steel“, *Materials Science and Engineering: A*, 352(1-2), S. 144–149.

(Wang & Zhao et al. 2023)

ang, .; Zhao, .; Guo, P.; Liu, Q.; Kouediatouka, A. N. & Dong, G. (2023), „A textured surface with oil inflow and outflow function designed for starved lubrication“, *Tribology International*, 184, S. 108450.

(Wei & Zou et al. 2023)

ei, S.; Zou, P.; Duan, J. & Ehmann, K. (2023), „Surface integrity in 3D ultrasonic

vibration-assisted turning driven by two actuators“, *Machining Science and Technology*, 27(1), S. 20–41.

(Wohlfahrt 2000)

Wohlfahrt, H. (Hrsg.) (2000), *Mechanische Oberflächenbehandlungen. Grundlagen, Bauteileigenschaften, Anwendungen*, Wiley-VCH, Weinheim, New York. ISBN: 3-527-30118-6.

(Wu & Bao et al. 2021)

Wu, Z.; Bao, H.; Xing, Y. & Liu, L. (2021), „Tribological characteristics and advanced processing methods of textured surfaces: a review“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 114(5-6), S. 1241–1277.

(Xiang & Yue et al. 2010)

Xiang, D. H.; Yue, G. X.; Zhi, X. T.; Gao, G. F. & Zhao, B. (2010), „Study on Cutting Force and Tool Wear of High Volume SiC/Al MMCs with Ultrasonic Vibration High Speed Milling“, *Key Engineering Materials*, 455, S. 264–268.

(Zhang & Hua et al. 2017)

Zhang, H.; Hua, M.; Dong, G.; Zhang, D.; Chen, J. & Dong, G. (2017), „Optimization of texture shape based on Genetic Algorithm under unidirectional sliding“, *Tribology International*, 115, S. 222–232.

(Zheng & Chen et al. 2020)

Zheng, L.; Chen, J. & Huo, D. (2020), „Review of vibration devices for vibration-assisted machining“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 108(5-6), S. 1631–1651.

(Zhou & Cheng 2009)

Zhou, L. & Cheng, K. (2009), „Dynamic cutting process modelling and its impact on the generation of surface topography and texture in nano/micro cutting“, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 223(3), S. 247–266.

(Zhuang & Halford 2001)

Zhuang, J. Z. & Halford, G. R. (2001), „Investigation of residual stress relaxation under cyclic load“, *International Journal of Fatigue*, 23, S. 31–37.

Forschungsberichte aus dem wbk
Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Bisher erschienene Bände:

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

**Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten
Elektroantrieben**

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

**Fräsen mit Schneidkeramik - Verhalten des System
Werkzeugmaschine-Werkzeug-Werkstück und Prozessanalyse**

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

**Entwicklung und Untersuchung hydrostatischer Lager für die
Axialkolbenmaschine**

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

**Digitale Drehzahlregelung unter der besonderen Berücksichtigung
von Quantisierungseffekten**

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

**Ein Beitrag zur Berechnung und Kompensation von Positionierfehlern an
Industrierobotern**

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

Konzeption und Realisierung eines strategischen, integrierten Gesamtplanungs- und -bearbeitungssystems zur Optimierung der Drehteilorganisation für auftragsbezogene Drehereien

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme

Band 16

Dr.-Ing. Martin Ochs

Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung

Band 17

Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik

Band 18

Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen

Band 19

Dr.-Ing. Rudolf Wieser

Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen

Band 20

Dr.-Ing. Edgar Schmitt

Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur

Band 21

Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen

Band 22

Dr.-Ing. Dieter Buchberger

Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen

Band 23

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel automatisierte Fertigung von Abkantteilen

Band 24

Dr.-Ing. Lukas Loeffler

Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen

Band 25

Dr.-Ing. Thomas Friedmann

Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue rechnergestützte Verfahren

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozessessteuerung

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

Rechnergestützter Wissenserwerb zur Erstellung von Überwachungs- und Diagnoseexpertensystemen für hydraulische Anlagen

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Werkzeugmaschinen mit Integration von funktionsbasierter Strukturierung und Kostenschätzung

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

Technologieplanungssystem Fräsen. Wissensbasierte Auswahl von Werkzeugen, Schneidkörpern und Schnittbedingungen für das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

Verbesserung der Genauigkeit beim fünffachsigen Fräsen von Freiformflächen

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

Beitrag zur Bewertung von Montagevarianten: Rechnergestützte Hilfsmittel zur kostenorientierten, parallelen Entwicklung von Produkt und Montagesystem

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

**Wissensbasierte Unterstützung der Planung technischer Systeme:
Konzeption eines Planungswerkzeuges und exemplarische Anwendung
im Bereich der Montagesystemplanung**

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

**Rechnergestützte Prozessregelung beim flexiblen Gesenkbiegen durch
Rückführung von Qualitätsinformationen**

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

**Ansatz eines rechnerunterstützten Planungsmanagements für die Planung
in verteilten Strukturen**

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

**Ein Verfahren zur zielorientierten Reaktion auf Planabweichungen in der
Werkstattregelung**

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

**Reduzierung des Entwicklungsaufwandes für anwendungsspezifische
Zellenrechnersoftware durch Rechnerunterstützung**

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

**Verschleissentwicklung im tribologischen System Fräsen: Beiträge
zur Methodik der Prozessmodellierung auf der Basis tribologischer
Untersuchungen beim Fräsen**

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

Inprocess-Geometriemessung beim Honen

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

Objektorientierte Projektierung von SPS-Software

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

Integration der Qualitätsentwicklung in featurebasierte CAD/CAM-Prozessketten

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

Wirtschaftliche Investitionsbewertung komplexer Produktionssysteme unter Berücksichtigung von Unsicherheit

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

Offenes adaptives Engineering-Werkzeug zur automatisierten Erstellung von entscheidungsunterstützenden Informationssystemen

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

Qualitätsorientierte Feinbearbeitung mit Industrierobotern: Regelungsansatz für die Freiformflächenfertigung des Werkzeug- und Formenbaus

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

Kennzahlengestütztes Beratungssystem zur Verbesserung der Logistikleistung in der Werkstattfertigung

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

Unterstützung der NC-Verfahrenskette durch ein bearbeitungselementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

Flexible Demontage technischer Gebrauchsgüter: Ansatz zur Planung und (teil-)automatisierten Durchführung industrieller Demontageprozesse

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungssteigerung

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

Entwicklung neuer Verfahren zur automatisierten Erfassung der geometrischen Abweichungen an Linearachsen und Drehschwenkköpfen

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen Wasserstrahlwerkzeuges

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der Demontage- und Recyclingeignung von Produkten

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und Hauptspindelantriebsdynamik und dem Zerspanprozess beim Fräsen

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

Konzeption und Realisierung eines experimentellen Telemanipulators für die Laparoskopie

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

Erfolgsversprechende Muster für betriebliche Ideenfindungsprozesse. Ein Beitrag zur Steigerung der Innovationsfähigkeit

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

Ein Ansatz zur Bewertung von Entwicklungsergebnissen in virtuellen Szenarien

Band 77

Dr.-Ing. Dipl. Wirtsch.-Ing. Markus Posur

Unterstützung der Auftragsdurchsetzung in der Fertigung durch Kommunikation über mobile Rechner

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

Prozessorientierte Prüfplanung auf Basis von Bearbeitungsobjekten für die Kleinserienfertigung am Beispiel der Bohr- und Fräsbearbeitung

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

Objektorientierte Prozess- und Strukturinnovation (OPUS)

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

Robotersysteme für den Wohnungsbau: Beitrag zur Automatisierung des Mauerwerkabaus und der Elektroinstallation auf Baustellen

Band 82

Dr.-Ing. Dipl. WirtschaftsIng. Simone Riedmiller

Der Prozesskalender - Eine Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Prozessen

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

Analyse der Geometrieparameter von Präzisionsgewinden auf der Basis einer Least-Squares-Estimation

Band 84

Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Oliver Stiefbold

Konzeption eines reaktionsschnellen Planungssystems für Logistikketten auf Basis von Software-Agenten

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

Einfluss von Kühlschmierstoff auf den Zerspanprozess beim Fräsen: Beitrag zum Prozessverständnis auf Basis von zerspantechnischen Untersuchungen

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung kultureller Einflüsse

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmer

Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

**Optimierung der Zerspantechnik beim Fertigungsverfahren
Wälzstossen: Analyse des Potentials zur Trockenbearbeitung**

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion

Band 90

Dr.-Ing. Dirk Vossman

**Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitäts-
methodenverbund und Qualitätsmethodenintegration**

Band 91

Dr.-Ing. Martin Plass

**Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch den Aufbau einer
Honprozessregelung**

Band 92

Dr.-Ing. Titus Konold

**Optimierung der Fünfsachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlen-
unterstützte CAM-Umgebung**

Band 93

Dr.-Ing. Jürgen Brath

Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien

Band 94

Dr.-Ing. Dirk Geisinger

Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung

Band 95

Dr.-Ing. Marco Lanza

Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design

Band 96

Dr.-Ing. Volker Hüntrup

Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 97

Dr.-Ing. Frank Reinboth

Interne Stützung zur Genauigkeitsverbesserung in der Inertialmesstechnik: Beitrag zur Senkung der Anforderungen an Inertialsensoren

Band 98

Dr.-Ing. Lutz Trender

Entwicklungintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

Konzeption und Umsetzung eines Leitfadens zum industriellen Einsatz von Data-Mining

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmäzle

Bewertungssystem für die Generalüberholung von Montageanlagen –Ein Beitrag zur wirtschaftlichen Gestaltung geschlossener Facility- Managment-Systeme im Anlagenbau

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

Reihenfolgeplanung unter Berücksichtigung von Interaktionen: Beitrag zur ganzheitlichen Strukturierung und Verarbeitung von Interaktionen von Bearbeitungsobjekten

Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

**Entwicklung und Untersuchung eines neuartigen Mischkopfes für das Wasser
Abrasivstrahlschneiden**

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

**Charakterisierung eines optischen Messsystems und den Bedingungen des
Arbeitsraums einer Werkzeugmaschine**

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

**Konsequent dezentralisierte Steuerung mit Industrial Ethernet und offenen
Applikationsprotokollen**

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

Turbulenzreaktionsprozesse

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

Fabrikplanung im turbulenten Umfeld

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönninger

**Konzept zur Verbesserung der Elektromagnetischen Verträglichkeit (EMV) in
Produktionssystemen durch intelligente Sensor/Aktor-Anbindung**

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

**Ein Reifemodell für die Bewertung und Entwicklung von Dienstleistungs-
organisationen: Das Service Management Maturity Modell (SMMM)**

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse

Band 120

Dr.-Ing. Lijing Xie

Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

Steigerung der Effizienz mehrachsiger Fräsprozesse durch neue Planungsmethoden mit hoher Benutzerunterstützung

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

Multikriterielle Feinplanung in teilautonomen Produktionsbereichen – Ein Beitrag zur produkt- und prozessorientierten Planung und Steuerung

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

Methodik zur Simulation und Optimierung von Werkzeugmaschinen in der Konzept- und Entwurfsphase auf Basis der Mehrkörpersimulation

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstoßen

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise zur Diagnose von hydraulischen Produktionsmaschinen

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

Simulative Anlaufunterstützung auf Basis der Qualitätsfähigkeiten von Produktionsprozessen

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

Systematische Konzeption und Aufbau einer automatisierten Produktionszelle für pulverspritzgegossene Mikrobauteile

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

Prognose operationeller Verfügbarkeiten von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung von Serviceleistungen

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschälen

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke auf Basis von Business Capabilities

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen von Mikrostrukturen in Stahl

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

**Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung
von Werkzeugmaschinen**

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

**Fabrikplanung im Umfeld von Wertschöpfungsnetzwerken und
ganzheitlichen Produktionssystemen**

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

**Beitrag zur Analyse thermische bedingter Werkstückdeformationen
in Trockenbearbeitungsprozessen**

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

**Dreidimensionales optisches Messsystem für eine effizientere
geometrische Maschinenbeurteilung**

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

Risikomanagement von Garantieleistungen

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

**Strategien zur Qualitätssicherung mikromechanischer Bauteile
mittels multisensorieller Koordinatenmesstechnik**

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

**Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspanung
auf den Bereich der Mikrobearbeitung**

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit

Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

**Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels
Industrierobotern**

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung

Band 146

Dr.-Ing. Jan Wieser

Intelligente Instandhaltung zur Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen

Band 147

Dr.-Ing. Sebastian Haupt

Effiziente und kostenoptimale Herstellung von Mikrostrukturen durch eine Verfahrenskombination von Bahnerosion und Laserablation

Band 148

Dr.-Ing. Matthias Schlipf

Statistische Prozessregelung von Fertigungs- und Messprozess zur Erreichung einer variabilitätsarmen Produktion mikromechanischer Bauteile

Band 149

Dr.-Ing. Jan Philipp Schmidt-Ewig

Methodische Erarbeitung und Umsetzung eines neuartigen Maschinenkonzeptes zur produktflexiblen Bearbeitung räumlich gekrümmter Strangpressprofile

Band 150

Dr.-Ing. Thomas Ender

Prognose von Personalbedarfen im Produktionsanlauf unter Berücksichtigung dynamischer Planungsgrößen

Band 151

Dr.-Ing. Kathrin Peter

Bewertung und Optimierung der Effektivität von Lean Methoden in der Kleinserienproduktion

Band 152

Dr.-Ing. Matthias Schopp

Sensorbasierte Zustandsdiagnose und -prognose von Kugelgewindetrieben

Band 153

Dr.-Ing. Martin Kipfmüller

Aufwandsoptimierte Simulation von Werkzeugmaschinen

Band 154

Dr.-Ing. Carsten Schmidt

Development of a database to consider multi wear mechanisms within chip forming simulation

Band 155

Dr.-Ing. Stephan Niggeschmidt

Ausfallgerechte Ersatzteilbereitstellung im Maschinen- und Anlagenbau mittels lastabhängiger Lebensdauerprognose

Band 156

Dr.-Ing. Jochen Conrad Peters

Bewertung des Einflusses von Formabweichungen in der Mikro-Koordinatenmesstechnik

Band 157

Dr.-Ing. Jörg Ude

Entscheidungsunterstützung für die Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke

Band 158

Dr.-Ing. Stefan Weiler

Strategien zur wirtschaftlichen Gestaltung der globalen Beschaffung

Band 159

Dr.-Ing. Jan Rühl

Monetäre Flexibilitäts- und Risikobewertung

Band 160

Dr.-Ing. Daniel Ruch

Positions- und Konturerfassung räumlich gekrümmter Profile auf Basis bauteilimmanenter Markierungen

Band 161

Dr.-Ing. Manuel Tröndle

Flexible Zuführung von Mikrobauteilen mit piezoelektrischen Schwingförderern

Band 162

Dr.-Ing. Benjamin Viering

Mikroverzahnungsnormal

Band 163

Dr.-Ing. Chris Becke

Prozesskrafttrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen

Band 164

Dr.-Ing. Patrick Werner

Dynamische Optimierung und Unsicherheitsbewertung der lastabhängigen präventiven Instandhaltung von Maschinenkomponenten

Band 165

Dr.-Ing. Martin Weis

Kompensation systematischer Fehler bei Werkzeugmaschinen durch self-sensing Aktoren

Band 166

Dr.-Ing. Markus Schneider

Kompensation von Konturabweichungen bei gerundeten Strangpressprofilen durch robotergestützte Führungswerkzeuge

Band 167

Dr.-Ing. Ester M. R. Ruprecht

Prozesskette zur Herstellung schichtbasierter Systeme mit integrierten Kavitäten

Band 168

Dr.-Ing. Alexander Broos

Simulationsgestützte Ermittlung der Komponentenbelastung für die Lebensdauerprognose an Werkzeugmaschinen

Band 169

Dr.-Ing. Frederik Zanger

Segmentspannbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V

Band 170

Dr.-Ing. Benjamin Behmann

Servicefähigkeit

Band 171

Dr.-Ing. Annabel Gabriele Jondral

Simulationsgestützte Optimierung und Wirtschaftlichkeitsbewertung des Lean-Methodeneinsatzes

Band 172

Dr.-Ing. Christoph Ruhs

Automatisierte Prozessabfolge zur qualitätssicheren Herstellung von Kavitäten mittels Mikrobahnerosion

Band 173

Dr.-Ing. Steven Peters

Markoffsche Entscheidungsprozesse zur Kapazitäts- und Investitionsplanung von Produktionssystemen

Band 174

Dr.-Ing. Christoph Kühlewein

Untersuchung und Optimierung des Wälzschälverfahrens mit Hilfe von 3D-FEM-Simulation – 3D-FEM Kinematik- und Spanbildungssimulation

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

Auslegung und Fertigungsprozessgestaltung sintergefügter Verbindungen für µMIM-Bauteile

Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

Aufbau eines kombinierten belastungs- und zustandsorientierten Diagnose- und Prognosesystems für Kugelgewindetriebe

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

Piezoelektrischer Self-Sensing-Aktor zur Vorspannungsregelung in adaptronischen Kugelgewindetrieben

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

Ultraschall-Strömungsgreifer für die Handhabung textiler Halbzeuge bei der automatisierten Fertigung von RTM-Bauteilen

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

Einfluss des Fügespalts auf die erreichbare Verbindungsqualität beim Sinterfügen

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

Steigerung der Prozesswiederholbarkeit mittels Analyse akustischer Emissionen bei der Mikrolaserablation mit UV-Pikosekundenlasern

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauß

Aufwandsoptimierte Simulation von Produktionsanlagen durch Vergrößerung der Geltungsbereiche von Teilmodellen

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

Methode zur Kompensation fertigungsbedingter Gestaltabweichungen für die Montage von Aluminium Space-Frame-Strukturen

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

Produktive und flexible Gleitförderung kleiner Bauteile auf phasenflexiblen Schwingförderern mit piezoelektrischen 2D-Antriebselementen

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

Modellierung und Bewertung von Qualitätsmanagementstrategien in globalen Wertschöpfungsnetzwerken

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

Optimierung von Zerspanungsprozessen zur prozesssicheren Fertigung nanokristalliner Randschichten am Beispiel von 42CrMo4

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

Integrierte Messtechnik für Prozessketten unreifer Technologien am Beispiel der Batterieproduktion für Elektrofahrzeuge

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

**Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen
Lasteinleitungselementen**

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

**Hochintegriertes hydraulisches Vorschubsystem für die Bearbeitung kleiner
Werkstücke mit hohen Fertigungsanforderungen**

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

Robustheit verketteter Produktionssysteme

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

**Konfiguration von Montagelinien unreifer Produkttechnologien am Beispiel
der Batteriemontage für Elektrofahrzeuge**

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

**Geregeltes Handhabungssystem zum zuverlässigen und energieeffizienten
Handling textiler Kohlenstofffaserzuschnitte**

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

**Numerische Beschreibung von Wechselwirkungen zwischen Zerspanprozess
und Maschine am Beispiel Räumen**

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

**Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourcen-
effizienter Produktionssysteme**

Band 200

Dr.-Ing. Benjamin Häfner

Lebensdauerprognose in Abhängigkeit der Fertigungsabweichungen bei Mikroverzahnungen

Band 201

Dr.-Ing. Stefan Klotz

Dynamische Parameteranpassung bei der Bohrungsherstellung in faserverstärkten Kunststoffen unter zusätzlicher Berücksichtigung der Einspannsituation

Band 202

Dr.-Ing. Johannes Stoll

Bewertung konkurrierender Fertigungsfolgen mittels Kostensimulation und stochastischer Mehrzieloptimierung

Anwendung am Beispiel der Blechpaketfertigung für automobiler Elektromotoren

Band 203

Dr.-Ing. Simon-Frederik Koch

Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren

ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung

Band 204

Dr.-Ing. Julius Ficht

Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse

Band 205

Dr.-Ing. Manuel Baumeister

Automatisierte Fertigung von Einzelblattstapeln in der Lithium-Ionen-Zellproduktion

Band 206

Dr.-Ing. Daniel Bertsch

Optimierung der Werkzeug- und Prozessauslegung für das Wälzschälen von Innenverzahnungen

Band 207

Dr.-Ing. Kyle James Kippenbrock

Deconvolution of Industrial Measurement and Manufacturing Processes for Improved Process Capability Assessments

Band 208

Dr.-Ing. Farboud Bejnoud

Experimentelle Prozesskettenbetrachtung für Räumbauteile am Beispiel einer einsatzgehärteten PKW-Schiebemuffe

Band 209

Dr.-Ing. Steffen Dosch

Herstellungsübergreifende Informationsübertragung zur effizienten Produktion von Werkzeugmaschinen am Beispiel von Kugelgewindetrieben

Band 210

Dr.-Ing. Emanuel Moser

Migrationsplanung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung robuster Migrationspfade und risiko-effizienter Wandlungsbefähiger

Band 211

Dr.-Ing. Jan Hochdörffer

Integrierte Produktallokationsstrategie und Konfigurationssequenz in globalen Produktionsnetzwerken

Band 212

Dr.-Ing. Tobias Arndt

Bewertung und Steigerung der Prozessqualität in globalen Produktionsnetzwerken

Band 213

Dr.-Ing. Manuel Peter

Unwuchtminimale Montage von Permanentmagnetrotoren durch modellbasierte Online-Optimierung

Band 214

Dr.-Ing. Robin Kopf

Kostenorientierte Planung von Fertigungsfolgen additiver Technologien

Band 215

Dr.-Ing. Harald Meier

**Einfluss des Räumens auf den Bauteilzustand in der Prozesskette
Weichbearbeitung – Wärmebehandlung – Hartbearbeitung**

Band 216

Dr.-Ing. Daniel Brabandt

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels
optischer Messtechnik**

Band 217

Dr.-Ing. Alexandra Schabunow

**Einstellung von Aufnahmeparametern mittels projektionsbasierter Qualitäts-
kenngrößen in der industriellen Röntgen-Computertomographie**

Band 218

Dr.-Ing. Jens Bürgin

Robuste Auftragsplanung in Produktionsnetzwerken

Mittelfristige Planung der variantenreichen Serienproduktion unter Unsicherheit der
Kundenauftragskonfigurationen

Band 219

Dr.-Ing. Michael Gerstenmeyer

**Entwicklung und Analyse eines mechanischen Oberflächenbehandlungs-
verfahrens unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges**

Band 220

Dr.-Ing. Jacques Burtscher

**Erhöhung der Bearbeitungsstabilität von Werkzeugmaschinen durch
semi-passive masseneinstellbare Dämpfungssysteme**

Band 221

Dr.-Ing. Dietrich Berger

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels prozess-
integrierter Wirbelstromsensor-Arrays**

Band 222

Dr.-Ing. Fabian Johannes Ballier

**Systematic gripper arrangement for a handling device in lightweight
production processes**

Band 223

Dr.-Ing. Marielouise Schäferling, geb. Zaiß

Development of a Data Fusion-Based Multi-Sensor System for Hybrid Sheet Molding Compound

Band 224

Dr.-Ing. Quirin Spiller

Additive Herstellung von Metallbauteilen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiformen

Band 225

Dr.-Ing. Andreas Spohrer

Steigerung der Ressourceneffizienz und Verfügbarkeit von Kugelgewindetrieben durch adaptive Schmierung

Band 226

Dr.-Ing. Johannes Fisel

Veränderungsfähigkeit getakteter Fließmontagesysteme

Planung der Fließbandabstimmung am Beispiel der Automobilmontage

Band 227

Dr.-Ing. Patrick Bollig

Numerische Entwicklung von Strategien zur Kompensation thermisch bedingter Verzüge beim Bohren von 42CrMo4

Band 228

Dr.-Ing. Ramona Pfeiffer, geb. Singer

Untersuchung der prozessbestimmenden Größen für die anforderungsgerechte Gestaltung von Pouchzellen-Verpackungen

Band 229

Dr.-Ing. Florian Baumann

Additive Fertigung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiform Verfahren

Band 230

Dr.-Ing. Tom Stähr

Methodik zur Planung und Konfigurationsauswahl skalierbarer Montagesysteme – Ein Beitrag zur skalierbaren Automatisierung

Band 231

Dr.-Ing. Jan Schwennen

Einbringung und Gestaltung von Lasteinleitungsstrukturen für im RTM-Verfahren hergestellte FVK-Sandwichbauteile

Band 232

Dr.-Ing. Sven Coutandin

Prozessstrategien für das automatisierte Preforming von bebinderten textilen Halbzeugen mit einem segmentierten Werkzeugsystem

Band 233

Dr.-Ing. Christoph Liebrecht

Entscheidungsunterstützung für den Industrie 4.0-Methodeneinsatz
Strukturierung, Bewertung und Ableitung von Implementierungsreihenfolgen

Band 234

Dr.-Ing. Stefan Treber

Transparenzsteigerung in Produktionsnetzwerken
Verbesserung des Störungsmanagements durch verstärkten Informationsaustausch

Band 235

Dr.-Ing. Marius Dackweiler

Modellierung des Fügewickelprozesses zur Herstellung von leichten Fachwerkstrukturen

Band 236

Dr.-Ing. Fabio Echsler Minguillon

Prädiktiv-reaktives Scheduling zur Steigerung der Robustheit in der Matrix-Produktion

Band 237

Dr.-Ing. Sebastian Haag

Entwicklung eines Verfahrensablaufes zur Herstellung von Batteriezellstapeln mit großformatigem, rechteckigem Stapelformat und kontinuierlichen Materialbahnen

Band 238

Dr.-Ing. Raphael Wagner

Strategien zur funktionsorientierten Qualitätsregelung in der Serienproduktion

Band 239

Dr.-Ing. Christopher Ehrmann

Ausfallfrüherkennung von Ritzel-Zahnstangen- Trieben mittels Acoustic Emission

Band 240

Dr.-Ing. Janna Hofmann

Prozessmodellierung des Fünf-Achs-Nadelwickelns zur Implementierung einer trajektoriebasierten Drahtzugkraftregelung

Band 241

Dr.-Ing. Andreas Kuhnle

Adaptive Order Dispatching based on Reinforcement Learning

Application in a Complex Job Shop in the Semiconductor Industry

Band 242

Dr.-Ing. Andreas Greiber

Fertigung optimierter technischer Oberflächen durch eine Verfahrenskombination aus Fliehkraft-Tauchgleitschleifen und Laserablation
Prozesseinflüsse und Prozessauslegung

Band 243

Dr.-Ing. Jan Niclas Eschner

Entwicklung einer akustischen Prozessüberwachung zur Porenbestimmung im Laserstrahlschmelzen

Band 244

Dr.-Ing. Sven Roth

Schädigungsfreie Anbindung von hybriden FVK/Metall-Bauteilen an metallische Tragstrukturen durch Widerstandspunktschweißen

Band 245

Dr.-Ing. Sina Kathrin Peukert

Robustheitssteigerung in Produktionsnetzwerken mithilfe eines integrierten Störungsmanagements

Band 246

Dr.-Ing. Alexander Jacob

Hochiterative Technologieplanung

Rekursive Optimierung produkt- und fertigungsbezogener Freiheitsgrade am Beispiel der hybrid-additiven Fertigung

Band 247

Dr.-Ing. Patrick Moll

Ressourceneffiziente Herstellung von Langfaser-Preforms im Faserblasverfahren

Band 248

Dr.-Ing. Eric Thore Segebade

Erhöhung der Verschleißbeständigkeit von Bauteilen aus Ti-6Al-4V mittels simulationsgestützter Zerspanung und mechanischer Mikrotexturierung

Band 249

Dr.-Ing. Shun Yang

Regionalized implementation strategy of smart automation within assembly systems in China

Band 250

Dr.-Ing. Constantin Carl Hofmann

Vorausschauende und reaktive Mehrzieloptimierung für die Produktionssteuerung einer Matrixproduktion

Band 251

Dr.-Ing. Paul Ruhland

Prozesskette zur Herstellung von hybriden Faser-Metall-Preforms

Modellbildung und Optimierung des Binderauftrags und der Drapierung für stabförmige Bauteile

Band 252

Dr.-Ing. Leonard Schild

Erzeugung und Verwendung von Anwendungswissen in der industriellen Computertomographie

Band 253

Dr.-Ing. Benedikt Klee

Analyse von Phaseninformationen in Videodaten zur Identifikation von Schwingungen in Werkzeugmaschinen

Band 254

Dr.-Ing. Bruno Vargas

Wälzschälen mit kleinen Achskreuzwinkeln

Prozessgrenzen und Umsetzbarkeit

Band 255

Dr.-Ing. Lucas Bretz

Function-oriented in-line quality assurance of hybrid sheet molding compound

Band 256

Dr.-Ing. Bastian Rothaupt

Dämpfung von Bauteilschwingungen durch einstellbare Werkstückdirektspannung mit Hydrodehnspanntechnik

Band 257

Dr.-Ing. Daniel Kupzik

Robotic Swing Folding of three-dimensional UD-tape-based Reinforcement Structures

Band 258

Dr.-Ing. Bastian Verhaelen

(De-)Zentralisierung von Entscheidungen in globalen Produktionsnetzwerken

Strategie- und komplexitätsorientierte Gestaltung der Entscheidungsautonomie

Band 259

Dr.-Ing. Hannes Wilhelm Weinmann

Integration des Vereinzelungs- und Stapelbildungsprozesses in ein flexibel und kontinuierlich arbeitendes Anlagenmodul für die Li-Ionen Batteriezellfertigung

Band 260

Dr.-Ing. Florian Stamer

Dynamische Lieferzeit-Preisgestaltung in variantenreicher Produktion

Ein adaptiver Ansatz mithilfe von Reinforcement Learning

Band 261

Dr.-Ing. Patrick Neuenfeldt

Modellbildung des Tauchgleitschleifens zur Abtrag- und Topografievorhersage an komplexen Geometrien

Band 262

Dr.-Ing. Boris Matuschka

Energieeffizienz in Prozessketten: Analyse und Optimierung von Energieflüssen bei der Herstellung eines PKW-Getriebebauteils aus 16MnCr5

Band 263

Dr.-Ing. Tobias Schlagenhauf

Bildbasierte Quantifizierung und Prognose des Verschleißes an Kugelgewindetriebspindeln

Ein Beitrag zur Zustandsüberwachung von Kugelgewindetrieben mittels Methoden des maschinellen Lernens

Band 264

Dr.-Ing. Benedict Stampfer

Entwicklung eines multimodalen Prozessmodells zur Oberflächenkonditionierung beim Außenlängsdrehen von 42CrMo4

Band 265

Dr.-Ing. Carmen Maria Krahe

KI-gestützte produktionsgerechte Produktentwicklung

Automatisierte Wissensextraktion aus vorhandenen Produktgenerationen

Band 266

Dr.-Ing. Markus Netzer

Intelligente Anomalieerkennung für hochflexible Produktionsmaschinen

Prozessüberwachung in der Brownfield Produktion

Band 267

Dr.-Ing. Simon Raphael Merz

Analyse der Kinematik und Kinetik von Planetenwälzgewindetrieben

Band 268

Dr.-Ing. Rainer Maria Silbernagel

Funktionsorientierte Qualitätsregelung in Produktionsnetzwerken

Qualitätsmanagement in der Produktion hochpräziser Produkte durch netzwerkweite Datenintegration

Band 269

Dr.-Ing. Jonas Nieschlag

Gestaltung und Prozessanalyse für im Schleuderverfahren hergestellte FKV-Metall-Hohlstrukturen

Band 270

Dr.-Ing. Lukas Matthias Weiser

In-Process Porositätserkennung für den PBF-LB/M-Prozess

Band 271

Dr.-Ing. Leonard Vincent Overbeck

Digital Twins of production systems

Automated validation and update of material flow simulation models with real data

Band 272

Dr.-Ing. Felix Klenk

Transparenzsteigerung in der Rückführungslogistik zur Verbesserung der Materialbedarfsplanung für das Remanufacturing

Band 273

Dr.-Ing. Benjamin Bold

Kompensation der Wrinkle-Bildung beim Kalandrieren von Lithium-Ionen-Kathoden

Vom Prozessverständnis des Kalandrierens bis zur Prozessoptimierung mittels Anti-Wrinkle-Modul

Band 274

Dr.-Ing. Daniel Gauder

Adaptive in-line Qualitätsregelung in der Mikro-Verzahnungsfertigung

Band 275

Dr.-Ing. Fabian Sasse

Ontologie-basierte Entscheidungsunterstützung für die Auswahl von Messsystemen in unreifen Produktionsprozessen

Band 276

Dr.-Ing. Jonas Hillenbrand

Unsupervised Condition-Monitoring für Kugelgewindetriebe mittels Acoustic Emission

Band 277

Dr.-Ing. Manuela Neuenfeldt

Untersuchung des Einflusses der PBF-LB-Stellgrößen auf die zerspanende Bearbeitung additiv gefertigter Stahlbauteile

Band 278

Dr.-Ing. Marvin Carl May

Intelligent production control for time-constrained complex job shops

Band 279

Dr.-Ing. Philipp Gönzheimer

Automatisierte Bereitstellung von Maschinensteuerungsdaten in Brownfield-Produktionssystemen

Ein Beitrag zur Digitalisierung von Bestandsanlagen am Beispiel von Werkzeugmaschinen

Band 280

Dr.-Ing. Markus Schäfer

Kollisionsvermeidung für Endeffektoren mit integriertem LiDAR-System in der MRK

Ein Beitrag zur Mensch-Roboter-Kollaboration

Band 281

Dr.-Ing. Oliver Brützel

Decision Support System for the Optimisation of Global Production Networks

Development of a Digital Twin for Product Allocation and Robust Line Configuration

Band 282

Dr.-Ing. Gregor Graf

Qualifizierung der Legierung FeNiCoMoVTiAl im LPBF-Prozess unter Verwendung einer Doppellaser-Belichtungsstrategie

Band 283

Dr.-Ing. Maximilian Torsten Halwas

Kompaktwickelprozess zur Erhöhung der Performance von Statoren elektrischer Traktionsantriebe

Band 284

Dr.-Ing. Magnus Kandler

Menschzentriertes Implementierungsvorgehen für das Digitale Shopfloor Management - Förderung der Selbstorganisation unter Berücksichtigung der Mitarbeiterakzeptanz

Band 285

Dr.-Ing. Michael Baranowski

Additive Herstellung endlosfaserverstärkter Kunststoffbauteile mit dem Laser-Sinterprozess

Maschinentechnik, Prozessentwicklung und -modellierung

Band 286

Dr.-Ing. Tobias Storz

Flexibel automatisierte Assemblierung von Li-Ionen-Pouchzellen

Agile Anlagentechnik für die Prozesskette Stapelbildung, Kontaktierung und Heißsiegeln

Band 287

Dr.-Ing. Nikolas Sven Matkovic

Additive Individualization of Continuous-Discontinuous Reinforced Thermoplastics

Band 288

Dr.-Ing. Marco Wurster

Planung und Steuerung agiler hybrider Demontagesysteme im Remanufacturing

Band 289

Dr.-Ing. Felix Johannes Wirth

Prozessgeregelte Formgebung von Hairpin-Steckspulen für elektrische Traktionsmotoren

Band 290

Dr.-Ing. Patrizia Konstanze Gartner

Konzept eines Selbstheilungsmechanismus für Polymerelektrolytmembranen

Optimierung der Lebensdauer und der Effizienz von Brennstoffzellen

Band 291

Dr.-Ing. Jens Schäfer

Funktionsintegriertes Handhabungssystem zur geometrieflexiblen, positionsgenauen Einzellagenstapelung in der Brennstoffzellenstackfertigung

Band 292

Dr.-Ing. Gwen Louis Steier

Strategischer Fit in globalen Produktionsnetzwerken

Entscheidungsunterstützung für die strategische Netzwerkkonfiguration

Band 293

Dr.-Ing. Louis Schäfer

Assistierte, modellbasierte Grobplanung von Produktionssystemen mittels Mehrzieloptimierung:

Anwendung am Beispiel hochautomatisierter Schweißlinien für die Automobilzuliefererindustrie

Band 294

Dr.-Ing. Jan-Philipp Kaiser

Autonomous View Planning using Reinforcement Learning

Modeling and Application for Visual Inspection in Remanufacturing

Band 295

Dr.-Ing. Wilken Wößner

Identifikation und Reduktion der Ursachen von Unwuchtänderungen an Permanentmagnetrotoren elektrischer Traktionsantriebe

Band 296

Dr.-Ing. Ann-Kathrin Wurba

Reduktion der Längsfaltenbildung während des Kalandrierens von Batterieelektroden

Band 297

Dr.-Ing. Simon Mangold

Automatisierte Demontage von Schraubverbindungen für das Remanufacturing

Konzeption, Aufbau und Betrieb einer Demontagezelle

Band 298

Dr.-Ing. Eduard Gerlitz

Flexibles Trennen von Zellkontaktierungen in Lithium-Ionen-Batteriemodulen

Ein Beitrag zur automatisierten und flexiblen Demontage von Traktionsbatterien

Band 299

Dr.-Ing. Edgar Mühlbeier

Mechatronisches Koppelsystem für die prozessunabhängige, kraftgeregelte Kopplung von seriellen Roboterkinematiken

Band 300

Dr.-Ing. Martin Benfer

Decision-Making in Production Network Configuration

A Design Framework for Digital Twins of Global Production Networks

Band 301

Dr.-Ing. Victor Lubkowitz

Keramikverstärkte Aluminiumwerkstoffe für das pulverbettbasierte selektive Laserschmelzen

Beschichtung, Werkstoff- und Oberflächeneigenschaften von Mikro-B₄C- und Nano-TiC-verstärkten AlSi10Mg-Feedstocks, verarbeitet im PBF-LB-Prozess

Band 302

Dr.-Ing. Alex Frey

Datenbasierte Erstellung und Überprüfung von Modellen zur Produkt- und Prozesskonfiguration

Band 303

Dr.-Ing. Johannes Schubert

Werkstoff- und Prozessanalyse zur Herstellung keramischer Werkstoffverbunde mittels badbasierter Photopolymerisation (VPP-LED)#

Band 304

Dr.-Ing. Tassilo Arndt

Simulative und experimentelle Untersuchung des Rotationsunrunddrehens zur hochproduktiven Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte

Band 305

Dr.-Ing. Kamal Hussein

Modellierung maschinenseitiger Einflüsse auf den Vereinzelungs- und Stapelbildungsprozess von Batteriezellen

Band 306

Dr.-Ing. Marco Friedmann

Automatisierte Konfiguration von Greiferfingern aus einem modularen Baukasten

Band 307

Dr.-Ing. Jannik Konstantin Schwalm

Hämmerndes Drehen

Entwicklung eines hybriden Prozesses zur hauptzeitparallelen mechanischen Oberflächenbehandlung und Oberflächentexturierung während der Zerspanung

