

## Michael Raab

»Untersuchung schwingungsüberlagerter  
Zerspanprozesse scheibenförmiger Werkzeuge«





Michael Raab

»Untersuchung schwingungsüberlagerter Zerspanprozesse  
scheibenförmiger Werkzeuge«

**Herausgeber**

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl<sup>1,2</sup>

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Alexander Sauer<sup>1,3</sup>

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Kai Peter Birke<sup>4</sup>

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Marco Huber<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA, Stuttgart

<sup>2</sup> Institut für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb (IFF) der Universität Stuttgart

<sup>3</sup> Institut für Energieeffizienz in der Produktion (EEP) der Universität Stuttgart

<sup>4</sup> Institut für Photovoltaik (*ipv*) der Universität Stuttgart

**Kontaktadresse:**

Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA  
Nobelstr. 12  
70569 Stuttgart  
Telefon 0711 970-1100  
[info@ipa.fraunhofer.de](mailto:info@ipa.fraunhofer.de)  
[www.ipa.fraunhofer.de](http://www.ipa.fraunhofer.de)

**Bibliographische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliographie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.de> abrufbar.

Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2022

D 93

2022

**Druck und Weiterverarbeitung:**

Fraunhofer Verlag Mediendienstleistungen, Stuttgart, 2022  
Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Alle Rechte, insbesondere die der Übersetzung, des Nachdrucks, der Wiedergabe, sind vorbehalten.



# Untersuchung schwingungsüberlagerter Zerspanprozesse scheibenförmiger Werkzeuge

Von der Fakultät - Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik  
der Universität Stuttgart

zur Erlangung der Würde eines Doktor- Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

Michael Raab, M. Sc.  
aus München

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. mult. Fritz Klocke

Tag der mündlichen Prüfung: 10.02.2022

Institut für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb der Universität Stuttgart

2022



## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA. Herrn Prof. Bauernhansl möchte ich für die Annahme des Promotionsthemas sowie die motivierenden Worte über den gesamten Zeitraum hinweg danken. Herrn Prof. Klocke herzlichen Dank für die Übernahme des Zweitberichts sowie die fachlichen Diskussionen zur ultraschallüberlagerten Zerspanung.

Herrn Dr. Marco Schneider und Herrn Dr. Christoph Birenbaum danke ich für die kritische Durchsicht meiner Arbeit sowie die fortwährende Unterstützung. Danke Marco, für die vielen Hinweise zu Versuchsplanung und -durchführung. Danke Christoph, für deine zahlreichen Ratschläge zur FE-Simulation.

Mein Dank gilt darüber hinaus den Mitarbeitern der Abteilung für Leichtbautechnologien für die kollegiale Hilfestellung und den fachlichen Austausch, namentlich Michael Stroka, Florian Schumpp und Phillipp Esch. Der Werkstatt des Fraunhofer IPA sei für die Fertigung von Proben und Versuchskomponenten mein herzlicher Dank ausgesprochen.

Meinen studentischen Hilfskräften möchte ich ebenfalls danken, namentlich Herrn Stephan Altvater und Herrn Maximilian Müller für die tatkräftige Unterstützung beim Aufbau der Versuchsträger.

Herrn Markus Weber von der Weber Ultrasonics AG danke ich für die vertrauensvolle und enge Zusammenarbeit während des gemeinsamen ZIM-Projektes sowie für die Bereitstellung der notwendigen Ultraschallaktorik.

Meinen Eltern Christine und Erwin danke ich für die Ermutigung während der gesamten Bearbeitungszeit sowie für die Ermöglichung meines bisherigen Werdeganges, Danke!

Besonders möchte ich meiner Frau Christina für die fortwährende Unterstützung und den immerwährenden Rückhalt – insbesondere in den schwierigen Phasen der Dissertation – danken.

## Kurzfassung

Zunehmende Forderungen nach leistungsfähigeren und nachhaltigeren Produktionsprozessen treiben die Implementierung neuer Technologien im Umfeld der Sägezerspannung voran. Zur Effizienzsteigerung des Kreissägeprozesses wird in der vorliegenden Arbeit der Ansatz einer durch Ultraschallschwingungen induzierten Reibungsreduzierung für den Anwendungsfall scheibenförmiger Werkzeuge sowie dessen Auswirkungen auf die Zerspanung metallischer Werkstoffe untersucht.

Mit Hilfe numerischer Analysen gelang erstmals die rechnerische Vorhersage der 20-kHz-Betriebsschwingform scheibenförmiger Werkzeuge als Folge einer axialen Schwingungsanregung im Bereich der Bohrungsmitte. Die Modellvalidierung erfolgte durch den Abgleich numerisch ermittelter Betriebsschwingformen mit Knotenkreisen experimentell ermittelter Chladnischer Klangfiguren. Am Beispiel eines monolithischen sowie eines hartmetallbestückten Versuchswerkzeugs konnte nachgewiesen werden, dass die Vorhersage der Betriebsschwingformen durch das FE-Modell zuverlässig möglich ist. Eine tiefergehende Analyse der Schwingungskinematik zeigt eine dreidimensionale Kippbewegung der Werkzeugschneide, welche sich wesentlich von Kinematiken bisher bekannter Longitudinalschwinger unterscheidet.

Die Auswirkungen dieser mehrachsigen Schneidenkinematik im Zerspanprozess werden anhand experimenteller Zerspanversuche mit Aluminium und Kupfer untersucht. Die Prozessbetrachtung erfolgte jeweils mit und ohne Ultraschallüberlagerung im orthogonalen Schnitt sowie im Sägeversuch. Unter optimalen Bedingungen, wie niedrigen Schnittgeschwindigkeiten und kleinen Spanungsdicken, war in Folge der Ultraschallschwingung eine Reduktion der gemittelten Prozesskräfte von bis zu 60 % zu verzeichnen. Damit einhergehend konnte eine deutliche Verringerung der Spanstauchung beobachtet werden. Tiefergehende Analysen behandeln jedoch auch einschränkende Aspekte der ultraschallüberlagerten Zerspanung, wie den Einfluss steigender Spanungsdicken und Schnittgeschwindigkeiten oder die Behinderung der Ultraschallschwingung in Abhängigkeit von der Schneidengeometrie.

## Abstract

Increasing demands for more efficient and sustainable production processes are driving the implementation of new technologies in saw cutting. In order to increase the efficiency of the circular sawing process, the present work investigates the approach of a friction reduction induced by ultrasonic vibrations for the application case of disk-shaped tools as well as its effects on the cutting of metallic materials.

With the help of numerical analyses, the computational prediction of the 20 kHz operating vibration mode of disk-shaped tools as a result of an axial vibration excitation in the area of the bore center was achieved for the first time. The model validation was carried out by comparing numerically determined operating vibration modes with nodal circles of experimentally determined Chladnian sound figures. Using the example of a monolithic as well as a carbide-tipped experimental tool, the prediction of the operating vibration shapes by the FE model was reliably possible. A deeper analysis of the vibration kinematics shows a three-dimensional tilting motion of the tool cutting edge which differs significantly from kinematics of previously known longitudinal oscillators.

The effects of this multi-axis cutting kinematics in the machining process are investigated by means of experimental comparative tests with aluminum and copper. The process analysis was carried out with and without ultrasonic superimposition in orthogonal cutting as well as in rotational tests. Under optimum conditions, such as low cutting speeds and small chip thicknesses, a reduction in the average process forces of up to 60 % was recorded as a result of ultrasonic oscillation. Along with this, a significant reduction in chip upsetting was observed. However, more in-depth analyses also deal with limiting aspects of ultrasonic superimposed machining, such as the influence of increasing chip thicknesses or cutting speeds as well as an obstruction of ultrasonic vibration depending on the cutting edge geometry.

# Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
1.1	Ausgangssituation und Problemstellung .....	2
1.2	Zielsetzung und Aufgabenstellung.....	5
1.3	Arbeitshypothese und Forschungsfrage(n) .....	7
1.4	Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit .....	8
1.5	Wissenschaftstheoretische Positionierung .....	11
2	Stand der Technik .....	12
2.1	Ultraschall im Festkörper .....	12
2.1.1	Ultraschallerzeugung und piezoelektrischer Effekt.....	13
2.1.2	Ausbreitung, Reflexion und Brechung.....	17
2.1.3	Stehende Wellen, Eigenfrequenz und Resonanz.....	18
2.1.4	Plattenschwingungen und Eigenformen.....	22
2.1.5	Dauerfestigkeit und Wärmebildung .....	26
2.2	Ultraschallunterstützte Zerspanprozesse .....	29
2.2.1	Zerspanprozesse mit geometrisch unbestimmter Schneide .....	29
2.2.2	Ultraschallüberlagertes Drehen .....	33
2.2.3	Ultraschallüberlagertes Fräsen.....	36
2.2.4	Ultraschallüberlagertes Bohren.....	40
2.2.5	Ultraschalltrennen mit Messern, Sägen und Hobeln.....	42
2.2.6	Fazit bekannter Verfahrensvarianten .....	43
3	Kinematische Modelle und Randbedingungen .....	45
3.1	Zusammenfassung verfahrensbedingter Wirkeffekte.....	45
3.2	Ultraschallinduzierte Reibungsreduzierung.....	48
3.3	Kinematische Randbedingungen .....	53
4	Experimentelle Rahmenbedingungen.....	55

---

4.1	Ultraschallsäge: Aufbau und Funktionsweise .....	55
4.2	Einzahn-Versuchsaufbau und Kraftmessung .....	59
4.3	Akustische Materialprüftechnik .....	62
5	Untersuchung des Werkzeug-Schwingverhaltens .....	65
5.1	Modellbildung .....	66
5.1.1	Modalanalyse: Pre-Processing .....	66
5.1.2	Optimierung der Vernetzungsqualität .....	68
5.1.3	Eigenformen der 75Cr1-Stahlrunde .....	71
5.2	Modellkalibrierung .....	74
5.2.1	Resonanzspektrum der 75Cr1-Stahlrunde .....	74
5.2.2	Zielwertvorgabe (MOGA-Algorithmus) .....	79
5.2.3	Ergebniskontrolle auf Basis der Eigenfrequenzlagen .....	80
5.3	Modellvalidierung .....	82
5.3.1	Harmonische Analyse: Pre-Processing .....	82
5.3.2	Betriebsschwingformen der harmonischen Analyse .....	84
5.3.3	Experimentelle Visualisierung der Betriebsschwingformen .....	88
5.4	Dreidimensionale Schneidenkinematik .....	91
6	Untersuchung der Zerspanung im Einzahn-Versuch .....	96
6.1	Untersuchung der Werkstücktopografie .....	96
6.2	Untersuchung der Spanbildung .....	102
6.3	Schnittkräfte in Abhängigkeit von der Spanungsdicke .....	108
6.4	Schnittkräfte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit .....	116
6.5	Fazit der Einzahn-Untersuchungen .....	123
7	Sägeversuche, Transfer und Fallbeispiel .....	124
8	Zusammenfassung und Ausblick .....	132
9	Literaturverzeichnis .....	137
10	Anhang .....	161

## Abkürzungen

2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
A	Schwingungsamplitude der Ultraschallschwingung
Ac	Anteil der Ultraschallamplitude in Schnittkraftrichtung
Acn	Anteil der Ultraschallamplitude in Schnittnormalkraftrichtung
Al	Aluminium
ANSYS	Finite-Elemente-Software <i>AN</i> alysis <i>S</i> Ystem
Ap	Anteil der Ultraschallamplitude in Passivkraftrichtung
C	Kohlenstoff
CAD	Computer-aided design
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CNC	computer numeric control / numerische Steuerung
Cr	Chrom
Mo	Molybdän
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung
DP	Designpoint; Einzelner Punkt der Ausgangspopulation des MOGA-Algorithmus
E-Modul	Elastizitätsmodul (Materialkennwert)
FE(M)	Finite-Elemente(-Methode); numerisches Verfahren zur Lösung physikalischer Aufgabenstellungen
FFT	fast fourier transform / schnelle Fourier-Transformation; Algorithmus zur Zerlegung eines zeitdiskreten Signals in seine Frequenzanteile
FZ	Flachzahn
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GG	Grauguss
HCF / VHCF	(very) high cycle fatigue; Ermüdung bei hoher Lastspielzahl
HM	Hartmetall
HSC	High-Speed-Cutting; Hochgeschwindigkeitszerspanung



---

HSK	Hohlschaftkegel (Werkzeug-Aufnahme)
HSS	High-Speed-Steel / Schnellarbeitsstahl
IGES	Initial Graphics Exchange Specification; Neutrales CAD-Dateiformat
K1, K2...Kn	sich am Wellenträger ausbildende Knotenpunkte, nummeriert von 1 bis n
KSS	Kühlschmierstoff
MDF	Mitteldichte Holzfaserverplatte
MOGA	Multi-Objective Genetic Algorithm; Evolutionäre Optimierungsmethode für Problemstellungen mit mehreren veränderlichen Optimierungsparametern
OCTAVE	Software zur numerischen Lösung mathematischer Probleme
OFC	oxygen free copper
PKD	Polykristalliner Diamant
PVC	Polyvinylchlorid; thermoplastisches Polymer
PZT	Blei-Zirkonat-Titanat; Keramik mit piezoelektrischen Eigenschaften
St	Bezeichnung für Baustähle
STEP	Standard for the Exchange of Product model data; Neutrales CAD-Dateiformat
SZ	Spitzzahn
Ti	Titan
US	Ultraschall
V	Vanadium
WZ	Wechselzahn

## Formelzeichen

$A_k(r)$	allgemeine Lösung zur Eigenformberechnung der Lochscheibe
$B''$	Plattensteifigkeit der Kirchhoff-Platte
$F_{RUS}$	Reibkraft bei aktiver Ultraschallüberlagerung
$F_R$	Reibkraft (ohne aktive Ultraschallüberlagerung)
$F_{xUmax}$	in x-Richtung des Dynamometers erfasster maximaler Kraftwert bei Ultraschallüberlagerung
$F_{xmax}$	in x-Richtung des Dynamometers erfasster maximaler Kraftwert ohne Ultraschallüberlagerung
$W_{(i,q)}(x, y)$	Eigenfunktion der frei gestützten ebenen Rechteckplatte
$W_k(r, \theta)$	Eigenfunktion der ebenen Kreisscheibe/Lochscheibe
$a_e$	Schnitttiefe
$k_{(i,q)}$	Kreiswellenzahl
$\hat{v}$	Schwinggeschwindigkeit bei Ultraschallüberlagerung parallel zur Gleitgeschwindigkeit in der Gleitebene
$v_{USmax}$	maximale Schwinggeschwindigkeit der Ultraschallschwingung
$v_{USmax}$	maximale Schwinggeschwindigkeit der Ultraschallschwingung
$v_c$	Schnittgeschwindigkeit
$v_f$	Vorschubgeschwindigkeit
$\beta_k$	Werte, welche die Singularitätsbedingung $\det(\underline{M}_k) = 0$ entsprechend der Periodizität der Besselfunktionen erfüllen
$\lambda_L$	Schwingungswellenlänge der Longitudinalwelle
$\lambda_b$	Schwingungswellenlänge der Biegewelle bzw. Transversalwelle
$\omega_{(i,q)}$	Eigenkreisfrequenzen der frei gestützten ebenen Rechteckplatte
$\Delta /$	Längenänderung eines Piezoaktors
$c_L$	Schallgeschwindigkeit in longitudinaler Ausbreitungsrichtung

---

$c_T$	Schallgeschwindigkeit in transversaler Ausbreitungsrichtung
$D$	Außendurchmesser eines Kreissägewerkzeugs
$f$	Vorschub
$F_0$	Zerspankraftkomponente im Einzahn-Versuch ohne aktive Ultraschallüberlagerung
$F_c$	Schnittkraft
$F_{c0}$	Schnittkraft im Einzahn-Versuch ohne aktive Ultraschallüberlagerung
$F_{cn}$	Schnittnormalkraft
$F_{cn0}$	Schnittnormalkraft im Einzahn-Versuch ohne aktive Ultraschallüberlagerung
$F_{cnU}$	Schnittnormalkraft im Einzahn-Versuch bei aktiver Ultraschallüberlagerung
$F_{cU}$	Schnittkraft im Einzahn-Versuch bei aktiver Ultraschallüberlagerung
$F_N$	Normalkraft, welche im Rahmen des Stift-Scheibe-Tribometers orthogonal auf den Probenkörper wirkt
$F_p$	Passivkraft
$F_{Ty}$	Tangentialkraft zur Spanfläche
$F_{US}$	Zerspankraftkomponente im Einzahn-Versuch bei aktiver Ultraschallüberlagerung
$F_x$	in x-Richtung des Dynamometers erfasster Kraftwert
$F_y$	in y-Richtung des Dynamometers erfasster Kraftwert
$F_z$	in z-Richtung des Dynamometers erfasster Kraftwert
$h_p$	Plattendicke der Kirchhoff-Platte
$h$	Spanungsdicke
$l(t)$	Verschiebung in Abhängigkeit von der Zeit (Stift-Scheibe-Tribometer)
$l_k$	Netzkantenlänge in der FE-Analyse

---

$V_1$	Vergrößerungsfunktion des Schwingwegs
$V_2$	Vergrößerungsfunktion der Schnelle
$Z$	Zähnezahl; Anzahl der Schneiden eines Sägewerkzeugs
$\alpha$	Freiwinkel
$\gamma$	Spanwinkel
$\lambda$	Wellenlänge
$\lambda_{b, \text{ ebene Platte}}$	Biegewellenlänge der ebenen Platte
$\lambda_b$	Biegewellenlänge
$\lambda_{L20kHz}$	Longitudinal-Wellenlänge bei einer Frequenz von 20 kHz
$\lambda_{T20kHz}$	Transversal-Wellenlänge bei einer Frequenz von 20 kHz
$\xi$	Dämpfungswert der Vergrößerungsfunktionen
$\psi$	Verhältnis aus Schnittgeschwindigkeit $v_c$ und maximaler Schwinggeschwindigkeit $v_{USmax}$ der Ultraschallschwingung
$D$	Außendurchmesser des Kreissägewerkzeug / der Stahlrunde
$I_B$	modifizierte Besselfunktionen zur Lösung erster Art
$I$	harmonischer Index der FE-Analyse (diametrale Knoten)
$J$	Lösung erster Art der Besselschen Differentialgleichung
$K_B$	modifizierte Besselfunktionen zur Lösung zweiter Art
$K(m)$	vollständiges elliptisches Integral erster Ordnung
$Ra$	Mittenrauwert
$Rz$	gemittelte Rautiefe
$W(x, y)$	Eigenfunktion im Verschiebungsfeld der Kirchhoff-Platte
$Y$	Lösung zweiter Art der Besselschen Differentialgleichung
$C$	Dämpfungskonstante
$c$	Schallausbreitungsgeschwindigkeit

---

$d$	Innenbohrung des Kreissägewerkzeugs
$f$	Schwingfrequenz
$k$	Federkonstante
$m''$	Masse der Kirchhoff-Platte bezogen auf die Plattenfläche
$\underline{M}_k \cdot \underline{C}_k$	Gleichungssystem zur Bestimmung der Faktoren $C_1$ bis $C_4$ im Fall einer mittig fest eingespannten Ringscheibe
$f_z$	Zahnvorschub
$h_m$	mittlere Spannungsdicke
$l$	Länge des jeweiligen Wellenträgers
$n$	harmonischer Index der FE-Analyse (radiale Knoten)
$r$	Radialkoordinate im Polarkoordinatensystem der Lochscheibe
$t$	Plattendicke bzw. Stammblattstärke
$w(x, y, t)$	Verschiebungsfeld der Kirchhoff-Platte
$\theta$	Winkelkoordinate im Polarkoordinatensystem der Lochscheibe
$\Omega$	Winkel unter Berücksichtigung des Geschwindigkeitsvektors von Gleitgeschwindigkeit und Schwinggeschwindigkeit bei einer senkrecht zur Gleitgeschwindigkeit stattfindenden Oszillation
$C_{1 k,n} \dots C_{4 k,n}$	Faktoren, welche zusammen mit $\beta_k$ die allgemeine Lösung zur Ermittlung der Eigenformen der Lochscheibe erfüllen
$v_0$	Gleitgeschwindigkeit (zwischen Stift und Scheibe)
$v_1$	Geschwindigkeit der ultraschallüberlagerten Probe im ersten Kontaktpunkt
$v_2$	Geschwindigkeit der ultraschallüberlagerten Probe im zweiten Kontaktpunkt
$v_3$	Schwinggeschwindigkeit bei einer senkrecht zur Gleitgeschwindigkeit stattfindenden Oszillation
$\omega_0$	Eigenkreisfrequenz

# Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Monatliche Produktionsdaten von Sägemaschinen zwischen Mai 2019 und Mai 2020 (Statistisches Bundesamt 2020) .....	2
Abbildung 2: Technologiereife hybrider Prozesse nach (Brecher 2011, S. 65) .....	3
Abbildung 3: Schematische Vorgehensweise sowie Aufbau der Arbeit .....	10
Abbildung 4: Deduktive Wissenschaftsmethodik im Rahmen dieser Arbeit .....	11
Abbildung 5: Wirkungskette zur Erzeugung hochfrequenter Wechselschwingungen .....	13
Abbildung 6: Asymmetrischer Kristallaufbau und piezoelektrischer Effekt bei Siliziumoxid nach (Kuttruff 1988, S. 87).....	14
Abbildung 7: Piezoelektrischer und reziproker piezoelektrischer Effekt im Ersatzschaltbild (Eichler et al. 2016, S. 131).....	15
Abbildung 8: Ausbreitungsmechanismen von Schallwellen nach (Kuttruff 1988, S. 43) .....	17
Abbildung 9: Ausbildung einer stehenden Welle entlang eines einseitig eingespannten Stabs nach (Kuchling 2007, S. 234).....	19
Abbildung 10: Einmassenschwinger mit den Vergrößerungsfunktionen $V_1$ und $V_2$ .....	21
Abbildung 11: (2/1)-, (2/2)-, (3/3)- sowie (4/4)-Moden-Plot einer Rechteckplatte.....	23
Abbildung 12: Visualisierung Chladnischer Klangformen am Paukenfell (oben) sowie an einer Bremscheibe (unten) (Fleischer 2005; VDA-Richtlinie 301).....	26
Abbildung 13: Lokale Erwärmung eines Sägewerkzeugs bei einer Ultraschallanregung von 20 kHz und asymmetrischer Schwingungseinkopplung (Blucha 2014) .....	27
Abbildung 14: Schädigungsmechanismen durch Ultraschallschwingungen (Raab 2015).....	28
Abbildung 15: Ultraschall-Schleifverfahren: Längsumfangsschleifen (links) sowie Querseiten- und Querumfangsschleifen (rechts) nach (Uhlmann et al. 1998) .....	29
Abbildung 16: Eindimensionale (links) sowie elliptische Schwingung des Werkzeugs (rechts) beim Ultraschall-Drehen nach (Ma et al. 2004; Gallego-Juarez et al. 2015).....	34
Abbildung 17: Formen der ultraschallunterstützten Fräsbearbeitung (Rinck et al. 2020) .....	37
Abbildung 18: Konstellationen zwischen Schwingungs- und Gleitrichtung am Beispiel des Stift-Scheibe- Tribometers (Teidelt et al. 2012) .....	49
Abbildung 19: Reibungsreduktion in Abhängigkeit von der Gleitgeschwindigkeit sowie der Amplitude bei Oszillation parallel (oben) sowie orthogonal zur Gleitrichtung (unten) und einer Schwingfrequenz von 20 kHz .....	52

Abbildung 20: Schnittdarstellung der schematischen Schwingungsverhältnisse in der Ebene des Kreissägewerkzeugs .....	53
Abbildung 21: Schematische Zerlegung der mehrachsigen Schwingung in Hauptrichtungen .....	54
Abbildung 22: Trajektorie des Querschwingungsanteils $A_p$ am rotierenden Sägewerkzeug .....	54
Abbildung 23: Komponenten zur Ultraschallanregung scheibenförmiger Werkzeuge .....	56
Abbildung 24: Schematische Schwingungsverhältnisse der verwendeten Schwingungskette .....	57
Abbildung 25: Versuchsaufbau zur Ultraschallüberlagerung scheibenförmiger Werkzeuge .....	58
Abbildung 26: Werkstück und Dynamometer im Einzahn-Versuch (Raab et al. 2020a) .....	59
Abbildung 27: Verzahnungsvarianten für den Einzahn-Versuch (Raab et al. 2020a) .....	60
Abbildung 28: Kraftmesskurve beim 50:50-Versuch (oben) sowie Mittelwertbildung zur Glättung des Messsignals (unten) (Werkstoff: Kupfer; Wechselzahn) .....	61
Abbildung 29: Kraftmesskurven bei der Kupferzerspanung mit Wechselverzahnung bei einer Mittelwertbildung über 150 Messpunkte .....	62
Abbildung 30: Messaufbau zur akustischen Materialprüftechnik (Raab et al. 2019) .....	63
Abbildung 31: Ausschwingkurve und Resonanzspektrum eines HM-Kreissägewerkzeugs .....	64
Abbildung 32: Schematischer Ablauf zur FE-gestützten Ermittlung der mehrachsigen Werkzeug- und Schneidenkinematik .....	65
Abbildung 33: Automatische Vernetzung eines Rondensegments als Vorbedingung der zyklischen Symmetriebedingung ( $5^\circ$ Teilungswinkel) .....	67
Abbildung 34: Tetraeder-Vernetzung eines HM-Werkzeug-Segments als Vorbedingung der zyklischen Symmetriebedingung ( $30^\circ$ Teilungswinkel, $Z = 12$ ) .....	67
Abbildung 35: Zusammenhang zwischen Biegewellenlänge, Frequenz und Plattendicke .....	69
Abbildung 36: Einfluss der Netzkantenlänge am Beispiel einer Mode mit hohen Verschiebungsanteilen im Bereich des Stammblatts .....	69
Abbildung 37: Einfluss der Netzkantenlänge am Beispiel einer Mode mit hohen Verschiebungsanteilen im Bereich der Verzahnung .....	70
Abbildung 38: Modendichte des monolithischen Versuchswerkzeugs (240 mm x 1,7 mm x 25 mm, Z72) bis 20 kHz bei Netzkantelängen von 0,5 mm .....	70
Abbildung 39: Resonanzspektrum der 75Cr1-Versuchsronden im unteren Frequenzbereich .....	74
Abbildung 40: Resonanzspektrum der 75Cr1-Versuchsronden im oberen Frequenzbereich .....	75
Abbildung 41: Frequenzverschiebung bis 2 kHz durch mechanische Vorspannung mit 15 kN .....	76

Abbildung 42: Einfluss des Vorspannungszustands in Folge des Ringwalzprozesses an vier ausgewählten Eigenfrequenzen der 75Cr1-Stahlronde.....	76
Abbildung 43: Frequenzverschiebung bis 20 kHz durch mechanische Vorspannung mit 15 kN .....	77
Abbildung 44: Veränderung des Resonanzspektrums aufgrund von Verzahnungsgeometrien .....	78
Abbildung 45: Übereinstimmung zwischen Simulation und Resonanzanalyse an der Stahlronde im unteren (oben) und oberen Frequenzbereich (unten).....	80
Abbildung 46: Übereinstimmung zwischen Simulation und Resonanzanalyse an der modifizierten Ronde im unteren (oben) und oberen Frequenzbereich (unten).....	81
Abbildung 47: Amplitudenmessung im Bereich der Arretierungsschraube bei 20,1 kHz.....	83
Abbildung 48: Normierte Amplitude der Netzknuten in Z-Richtung (orthogonal) entlang einer radialen Netzknutenlinie am Beispiel des HM-Versuchswerkzeugs.....	86
Abbildung 49: Normierte Amplitude der Netzknuten in Z-Richtung entlang einer radialen Netzknutenlinie am Beispiel des monolithischen Versuchswerkzeugs .....	87
Abbildung 50: Visualisierung der 20-kHz-Betriebsschwingform durch PVC-Partikel beispielhaft dargestellt für das HM-Versuchswerkzeug .....	88
Abbildung 51: Abgleich simulativ und experimentell ermittelter 20-kHz-Betriebsschwingform am Beispiel des HM-Versuchswerkzeugs .....	89
Abbildung 52: Abgleich simulativ und experimentell ermittelter 20-kHz-Betriebsschwingform am Beispiel des monolithischen Versuchswerkzeugs.....	89
Abbildung 53: Änderung von Zahnträger- und Zahngeometrie beim HM-Versuchswerkzeug .....	90
Abbildung 54: Vergleich der 20-kHz-Betriebsschwingform des HM-Werkzeugs vor (links) und nach dem Zurückschleifen des Zahnträgers (rechts) .....	90
Abbildung 55: Schematische Darstellung der Flachzahnkinematik anhand von Nulldurchgang und Umkehrpunkten eines Phasendurchgangs (Raab et al. 2020a).....	91
Abbildung 56: Vergleich der normierten Verschiebung in Passivkrafttrichtung am Beispiel der äußeren Schneidenecken von Flach-, Spitz- und Wechselzahn.....	92
Abbildung 57: Vergleich der normierten Verschiebung in Schnittkrafttrichtung am Beispiel der äußeren Schneidenecken von Flach-, Spitz- und Wechselzahn.....	92
Abbildung 58: Verschiebungsanteile in Passiv-, Schnitt- und Schnittnormalkrafttrichtung dargestellt für die Spitz-, Flach- und Wechselzahngeometrie .....	93
Abbildung 59: Schnittspaltvergrößerung in Folge der Ultraschallschwingung des Wechselzahns (Werkstoff: Kupfer; $v_c = 1$ m/min).....	101
Abbildung 60: Zerspankraftkomponenten im orthogonalen Schnitt (links) und Kräftegeometrie am Schneidkeil nach Merchant (rechts) nach (Denkena et al. 2011, S. 67) .....	106



Abbildung 61: Thermografische Aufnahmen der Spanbildung am Wechselzahn jeweils mit / ohne Ultraschall (Werkstoff: Kupfer) .....	107
Abbildung 62: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	108
Abbildung 63: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	109
Abbildung 64: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	109
Abbildung 65: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	110
Abbildung 66: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	111
Abbildung 67: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	111
Abbildung 68: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	112
Abbildung 69: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	112
Abbildung 70: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	113
Abbildung 71: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	113
Abbildung 72: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min .....	114
Abbildung 73: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit 0,5 m/min.....	114
Abbildung 74: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm .....	116

Abbildung 75: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm .....	117
Abbildung 76: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnitttiefe: 0,2 mm .....	117
Abbildung 77: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnitttiefe: 0,2 mm .....	118
Abbildung 78: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,1 mm.....	118
Abbildung 79: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,1 mm.....	119
Abbildung 80: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,2 mm .....	120
Abbildung 81: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,2 mm .....	120
Abbildung 82: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm .....	121
Abbildung 83: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm.....	121
Abbildung 84: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm .....	122
Abbildung 85: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm .....	122
Abbildung 86: Kommaspanbildung beim Kreissägen mit Einstellwinkel $\kappa=90^\circ$ (links) und $\kappa<90^\circ$ (rechts) (Gottlöber 2014, S. 48).....	124
Abbildung 87: Kraftkomponente $F_x$ im 50:50-Sägeversuch (Kupfer; $v_c = 10$ m/min).....	126
Abbildung 88: Kraftkomponente $F_x$ im 50:50-Sägeversuch (Aluminium; $v_c= 55$ m/min).....	127
Abbildung 89: Vergleich der Kraftreduktion zwischen Einzahn- und Sägeversuch bei der Kupferzerspannung mit Schnitttiefen von $a_{eEinzahn} = a_{eRotation} = 0,15$ mm .....	127

- 
- Abbildung 90: Vergleich der Kraftreduktion zwischen Einzahn- und Sägeversuch bei der Aluminiumzerspanung mit Schnitttiefen von  $a_{e\text{Einzahn}} = 0,15 \text{ mm}$  und  $a_{e\text{Rotation}} = 0,075 \text{ mm}$ ..... 128
- Abbildung 91: Konventionelle und bombierte Schneidengeometrien im Vergleich ..... 131

# Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Dichte, Schallausbreitung und Wellenlänge verschiedener Metalle .....	20
Tabelle 2: Übersicht verfahrensbedingter Wirkeffekte bei der Ultraschallzerspanung .....	45
Tabelle 3: Zusammenfassung eingesetzter Messmittel, Werkstoffe und Werkzeuge .....	55
Tabelle 4: Einfluss von Werkstoffparametern und Plattendicke auf die Biegewellenlänge $\lambda_b$ .....	68
Tabelle 5: Eigenformen einer 75Cr1-Stahlrunde mit 300x30x2,2 mm für $l=0$ bis 20 kHz.....	71
Tabelle 6: Eigenformen einer 75Cr1-Stahlrunde mit 300x30x2,2 mm für $l=1$ bis 20 kHz.....	72
Tabelle 7: Eigenformen einer 75Cr1-Stahlrunde mit 300x30x2,2 mm für $l=2$ bis 15 kHz.....	73
Tabelle 8: Eigenformen einer 75Cr1-Stahlrunde mit 300x30x2,2 mm im Ultraschallbereich .....	73
Tabelle 9: Messtechnisch ermittelte Eigenfrequenzen der ungespannten Testrunde.....	78
Tabelle 10: Ausgangspopulation des MOGA-Algorithmus zur Modellkalibrierung in ANSYS.....	79
Tabelle 11: Betriebsschwingformen des HM-Versuchswerkzeugs .....	85
Tabelle 12: Betriebsschwingformen des monolithischen Versuchswerkzeugs .....	87
Tabelle 13: Aluminiumoberfläche mit / ohne Ultraschall im Einzahn-Versuch (Flachzahn).....	96
Tabelle 14: Kupferoberfläche mit / ohne Ultraschall im Einzahn-Versuch (Flachzahn) .....	97
Tabelle 15: Kupferoberfläche mit Ultraschall im Einzahn-Versuch (Wechselzahn).....	98
Tabelle 16: Seitenansicht des Kupferwerkstücks im Einzahn-Versuch mit Wechselverzahnung .....	100
Tabelle 17: Zusammenfassung der messtechnisch erfassten Schnittspaltvergrößerung.....	102
Tabelle 18: Spanbildung am Flachzahn jeweils mit / ohne Ultraschall (Werkstoff: Aluminium).....	103
Tabelle 19: Spanbildung am Flachzahn beim 50:50-Versuch (Werkstoff: Kupfer) .....	104
Tabelle 20: Spanbildung des Flachzahns jeweils mit / ohne Ultraschall (Werkstoff: Kupfer).....	104
Tabelle 21: Spanbildung am Wechselzahn jeweils mit / ohne Ultraschall (Werkstoff: Kupfer) .....	105
Tabelle 22: Gegenüberstellung der nach Merchant ermittelten Reibkräfte am Flachzahn .....	115
Tabelle 23: Einfluss untersuchter Zahnformen auf die schwingungsüberlagerte Zerspanung.....	123
Tabelle 24: Werkstückoberfläche mit / ohne Ultraschall im Sägeversuch (Wechselzahn).....	125
Tabelle 25: Industrielle Prozessparameter für die Kupfer- und Aluminiumbearbeitung .....	129
Tabelle 26: Empfohlene Prozessparameter industrieller Anwendungen nach Werkstoffen .....	130

# 1 Einleitung

Die Zerspanung metallischer Werkstoffe stellt eine der wichtigsten Fertigungstechniken im Maschinen- und Anlagenbau dar. Anwenderseitig werden zunehmend kürzere Bearbeitungszeiten zur Minimierung der Fertigungskosten gefordert. Deshalb sind die eingesetzten Zerspanwerkzeuge zunehmend höheren Schnittkräften ausgesetzt, müssen aber zugleich über ausreichende Standzeiten verfügen. Die steigende Anzahl neuer hochfester Werkstückwerkstoffe verschärft diese Entwicklungen zusätzlich. Industrie und Wissenschaft begegnen diesen Herausforderungen durch gezielte technologische Weiterentwicklungen auf der Prozess-, Maschinen- sowie Werkzeugebene. In diesem Zusammenhang sind Forschungsthemen, wie die HSC-Bearbeitung (Denkena et al. 2018), der Einsatz leistungsfähiger keramischer Schneidstoffe (Schumpp et al. 2017) sowie die gezielte Präparation der Werkzeugschneidkante (Uhlmann et al. 2014a) zu nennen. Ziel dieser Entwicklungen ist es, Zerspanprozesse wie das Fräsen, Bohren, Drehen und Sägen technologisch effizienter und damit wirtschaftlicher zu gestalten.

Vor dem Hintergrund dieser Motivation wurden in der vorliegenden Arbeit die Potentiale der ultraschallunterstützten Zerspanung, im Speziellen für den Einsatz bei scheibenförmigen Zerspanwerkzeugen untersucht. Im Fokus dieser Analysen stehen verzahnte Kreissägewerkzeuge und deren transversales Schwingverhalten im Ultraschallbereich. Letzteres erzeugt eine mehrachsige Schwingungskinematik an der Werkzeugschneide, deren Auswirkungen auf den Zerspanprozess von Aluminium und Kupfer betrachtet werden.

In der Vergangenheit ließen sich durch die Superposition hochfrequenter Wechselschwingungen signifikante Vorteile, beispielsweise bei den Fertigungsverfahren Fräsen, Tieflochbohren und Drehen, nachweisen. So konnten neben der Reduzierung der im Prozess wirkenden Zerspankräfte Änderungen im Spanbildungsverhalten sowie damit einhergehend Oberflächenmodifikationen am Werkstück beobachtet werden (siehe dazu Kapitel 2.2). Die Übertragung dieser Beobachtungen auf den Kreissägeprozess sowie das hierzu notwendige Verständnis zur Betriebsschwingform scheibenförmiger Werkzeuge im Ultraschallbereich stehen im Fokus dieser Arbeit.

## 1.1 Ausgangssituation und Problemstellung

### Wirtschaftliche Problemstellung: Kreissägeindustrie Deutschland

Die Sägewerkzeughersteller stehen zunehmend im Wettbewerb mit asiatischen Marktteilnehmern. Sie sind einerseits wirtschaftlich durch chinesische Billiganbieter und technologisch durch japanische Premiumhersteller getrieben. So vermarkten führende Maschinenhersteller aus Deutschland im Bereich der Metallbearbeitung ihre Maschinen bereits mit Sägewerkzeugen japanischer Hersteller wie Kanefusa, da diese sich beim Anwender durch die hohe Schnittqualität sowie die lange Standzeit der Werkzeuge durchsetzen konnten.

Die Hersteller stationärer Sägemaschinen haben im letzten Jahr circa 10000 Sägemaschinen im Gesamtwert von 225 Millionen Euro produziert (Statistisches Bundesamt 2020). Abbildung 1 zeigt die monatlichen Produktionsdaten von Mai 2019 bis Mai 2020 für Betriebe mit mehr als 20 Mitarbeitern. In der Metallbearbeitung ist man, neben Trendthemen wie der zunehmenden Digitalisierung und Vernetzung von Prozess und Maschine (Bauernhansl et al. 2019), mit neuen Werkstoffen und steigenden Leistungsanforderungen auf der Prozessseite konfrontiert. So fordern die Maschinenanwender fortlaufend kürzere Bearbeitungszeiten sowie die Möglichkeit, hochfeste Legierungen ohne überproportionalen Werkzeugverschleiß wirtschaftlich bearbeiten zu können. Neue technologische Ansätze zur Bewältigung dieser Anforderungen sind daher erforderlich.

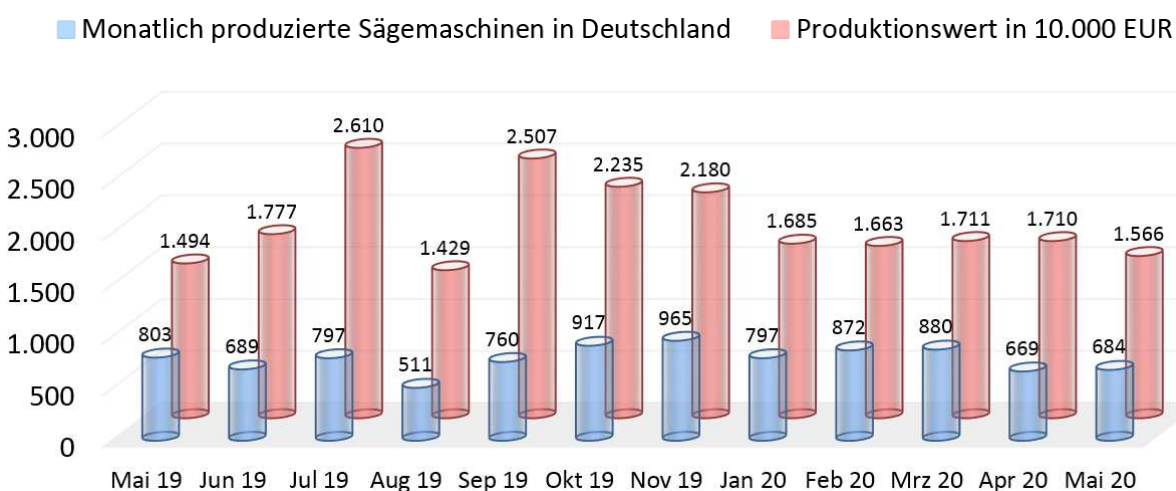


Abbildung 1: Monatliche Produktionsdaten von Sägemaschinen zwischen Mai 2019 und Mai 2020 (Statistisches Bundesamt 2020)

Technologische Problemstellung: Ultraschallzerspannung scheibenförmiger Werkzeuge

Die Kombination mehrerer physikalischer Wirkprinzipien stellt einen wesentlichen Lösungsansatz zur Leistungssteigerung konventioneller Fertigungsverfahren dar. So wird beispielsweise die Lasertechnologie unterstützend bei der Bearbeitung schwer verformbarer bzw. zerspanbarer Materialien verwendet (Klocke et al. 2014). Einen vergleichbaren Ansatz zur Leistungssteigerung von Zerspanprozessen stellt die Überlagerung der konventionellen Prozesskinematik durch eine zusätzliche Wechselschwingung im Ultraschallfrequenzbereich dar. Abbildung 2 zeigt die Einordnung der sogenannten ultraschallunterstützten Zerspannung in das Umfeld hybrider Prozesse nach (Brecher 2011, S. 65). Die Unterteilung erfolgt in die vier Bereiche hybrider Produkte, Maschinen, Wirkprinzipien sowie Prozessschritte. Die einzelnen Hybridverfahren sind nach ihrer jeweiligen Technologiereife gewichtet (I – V).

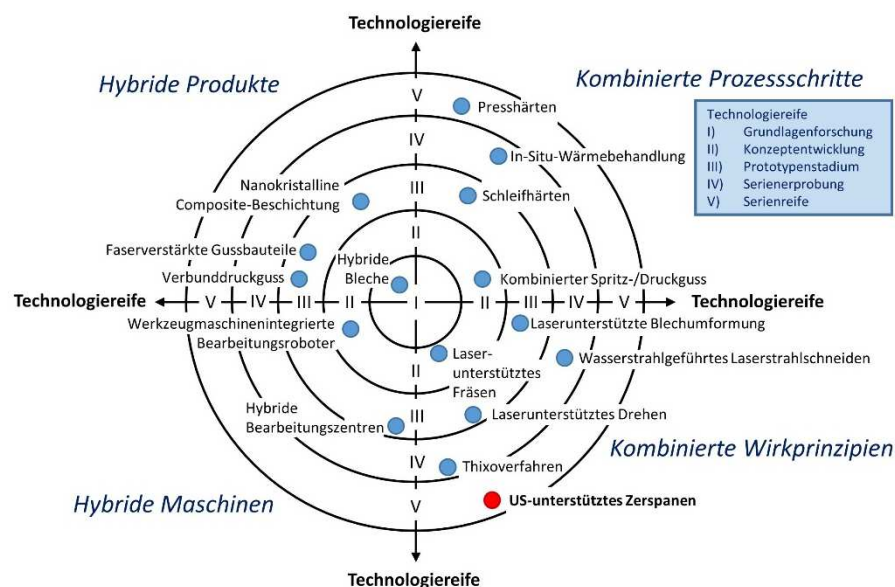


Abbildung 2: Technologiereife hybrider Prozesse nach (Brecher 2011, S. 65)

Aufgrund der hohen industriellen Verfügbarkeit aktiver Ultraschallsysteme wird der Reifegrad ultraschallüberlagerter Zerspanprozesse von Brecher als serienreif eingestuft. Ultraschallaktoren sind heute Massenprodukte und je nach Einsatzbereich in Frequenzbereichen von 20 – 100 kHz und Leistungsbereichen zwischen 0,2 – 6 kW verfügbar. Im Automobilbau findet man für das Schweißen von Kunststoffeinsparungen leistungsstarke Aktoren, während in der Lebensmittelindustrie Ultraschallmesser für den Zuschnitt von Teig- und Backwaren bei vergleichsweise niedriger Leistung betrieben werden (Weber Ultrasonics 2020) (Sonotronic 2020). Eine technologische Übertragung

bestehender aktiver Ultraschalltechnologie im Bereich der konventionellen Zerspanung ist naheliegend und im wissenschaftlichen Maßstab bereits vielfach umgesetzt. Fräsen, Schleifen, Tieflochbohren und Drehen zählen zu den prominentesten Vertretern (Klocke et al. 2006; Neugebauer et al. 2009a; Neugebauer et al. 2009b; Bulla et al. 2012; Heisel et al. 2014). Dennoch fanden für einige Fertigungsverfahren der Zerspanung bisher keine Untersuchungen über die Auswirkung hochfrequenter Wechselschwingungen statt. Gründe hierfür bestehen in technologischen Hürden, wie Anpassungen der erforderlichen Aktortechnik, sowie fehlender Kenntnis über das Zusammenspiel zwischen der Aktorik und der Werkzeuggeometrie. Letzteres trifft insbesondere auf die Ultraschallanregung scheibenförmiger Werkzeuge zu. Da dies über den bisherigen Stand der Technik und Wissenschaft der Ultraschallüberlagerung stabförmiger Werkzeuge hinausgeht, kann hierzu auch nicht auf bestehende Modellierungsmethoden wie in (Hannig 2014) zurückgegriffen werden. Daraus resultieren drei wesentliche wissenschaftlich-technologische Problemstellungen, welche es vor der eigentlichen Prozessuntersuchung zu überwinden gilt:

- ❖ Fehlende Modelle zur Abbildung der Schwingungskette mit scheibenförmigen Werkzeugen sowie daraus resultierender transversaler Betriebsschwingformen: Insbesondere fehlen Möglichkeiten zur Vorhersage der Betriebsschwingform im Ultraschallbereich. Dies betrifft vor allem Werkzeuge mit Außendurchmesser  $D > 200$  mm, welche in einem hohen Verhältnis von Werkzeugdurchmesser zu Werkzeugdicke resultieren ( $D/t > 100$ ).
- ❖ Die transversale Betriebsschwingform scheibenförmiger Werkzeuge resultiert in einer nicht nur einachsigen, sondern mehrachsigen Schneidenkinematik. Die genaue Kinematik der Schneide sowie der Einfluss aufgrund unterschiedlicher Zahnformen sind bisher unbekannt, ebenso wie die Auswirkungen auf die Werkstücktopografie bzw. den Schnittspalt.
- ❖ Fehlende Kenntnis über die Auswirkungen der Ultraschallüberlagerung auf den Kreissägeprozess: Auswirkungen auf die Prozesskräfte sowie die Spanbildung sind bisher nicht erforscht. Zudem liegen keine Kenntnisse über den Einfluss der Spannungsdicke sowie der Schnittgeschwindigkeit vor. Diese sind jedoch erforderlich, um Prozessgrenzen für die praktische Anwendung zu ermitteln.



## 1.2 Zielsetzung und Aufgabenstellung

Die Aufarbeitung des Stands der Technik in Kapitel 2.2 zeigt, dass sich die Ultraschallüberlagerung von Zerspanprozessen signifikant auf Zerspankräfte, Spanbildung sowie die Strukturierung der Werkstückoberfläche auswirkt. Bisher waren in erster Linie *stabförmige Werkzeuge*, welche axial mit Ultraschall angeregt wurden, Gegenstand wissenschaftlicher Untersuchungen. Diese axiale Anregung stabförmiger Werkzeuge resultiert in der Ausprägung von Longitudinalwellen entlang der Werkzeug-Längsachse, was zu einer überwiegend einachsigen Schwingbewegung im Bereich der Werkzeugschneide führt. Zu den typischen Vertretern von Werkzeugen dieser Betriebsschwingformen – insbesondere für die kommerzielle Nutzung – zählen Fräser, Bohrer, Drehmeißel und Messer (DMG 2020; Son-X 2020; Weber Ultrasonics 2021).

Im Gegensatz dazu steht innerhalb dieser Abhandlung die ultraschallüberlagerte Zerspanung *scheibenförmiger Werkzeuge* im Fokus. Letztere neigen, geometrisch bedingt, zur Ausbildung von Transversalwellen, die sich vom Einleitungspunkt der Schwingung ausgehend kreisförmig ausbreiten. Dies führt zu einer bisher unbekanntem mehrachsigen Schwingungskinematik im Bereich der Werkzeugschneiden und unerforschten Auswirkungen auf die Zerspanung. Die numerische Analyse dieser neuartigen Schwingungskinematik sowie die experimentelle Untersuchung prozessseitiger Auswirkungen auf die Metallzerspanung stellen den wesentlichen wissenschaftlichen Mehrwert dieser Arbeit dar.

Die übergeordnete Zielsetzung besteht in der *wissenschaftlichen Untersuchung schwingungsüberlagerter Zerspanprozesse scheibenförmiger Werkzeuge für den Anwendungsbereich metallischer Werkstoffe*. Zur systematischen Erreichung dieses Ziels wurden drei Teilziele definiert, welche nachstehend aufgeführt sind:

- ❖ **Teilziel I:** Numerische Vorhersage der 20-kHz-Betriebsschwingform sowie der daraus resultierenden Schneidenkinematik unterschiedlicher Zahnformen.
- ❖ **Teilziel II:** Experimentelle Untersuchung der 20-kHz-Betriebsschwingform scheibenförmiger Werkzeuge am Anwendungsfall der Kreissägewerkzeuge.
- ❖ **Teilziel III:** Experimentelle Zerspanversuche zur Ermittlung des Einflusses von Zahnform, Spannungsdicke, Schnittgeschwindigkeit sowie Kommaspanbildung im Hinblick auf Prozesskräfte, Spanformung und Werkstückoberfläche.

Aus diesen Teilzielen leiten sich mehrere Teilaufgaben ab, welche nachstehend mit ihrem jeweiligen Lösungsansatz aufgeführt sind:

- ❖ **Teilaufgabe I:** Aufbau eines FE-Modells zur Vorhersage der 20-kHz-Betriebsschwingform scheibenförmiger Zerspanwerkzeuge sowie Ableiten der daraus resultierenden Kinematik an der Werkzeugschneide. Die Kalibrierung des Modells erfolgt im Abgleich von experimentellen und numerisch ermittelten Resonanzspektren. Die Modellvalidierung erfolgt anhand visualisierter Betriebsschwingformen von Realwerkzeugen. Damit sollen sich transversale Betriebsschwingformen von Kreissägewerkzeugen im Ultraschallbereich numerisch vorhersagen lassen.
- ❖ **Teilaufgabe II:** Konzeption und Aufbau eines Versuchsträgers, welcher es erlaubt Kreissägewerkzeuge mit industrierelevanten Außendurchmessern (d.h.  $D > 200$  mm) bei Schwingfrequenzen von 20 kHz anzuregen und damit Untersuchungen von Werkzeug und Prozess ermöglicht.
- ❖ **Teilaufgabe III:** Übertragung der 20-kHz-Ultraschallschwingungen auf ausgewählte Versuchswerkzeuge sowie anschließende Visualisierung der dabei entstehenden Betriebsschwingform anhand von Schwingungsknoten der Chladnischen Klangfiguren. Die Schwingungsanregung erfolgt lokal begrenzt an der Aufnahmebohrung des Werkzeugs.
- ❖ **Teilaufgabe IV:** Vergleich von ultraschallüberlagerter und konventioneller Zerspanung im Einzahn-Versuch. Es sollen Wechselwirkungen in Abhängigkeit von der Spannungsdicke, der Schnittgeschwindigkeit sowie von unterschiedlichen Zahnformen ermittelt werden. Die Versuche werden zunächst im orthogonalen Schnitt durchgeführt, um Einflüsse der rotationsbedingten Spannungsversteifung sowie von Plan- und Rundlaufabweichungen des Werkzeugs zu eliminieren.
- ❖ **Teilaufgabe V:** Aufzeigen von Prozessgrenzen des ultraschallüberlagerten Kreissägeprozesses, insbesondere in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit sowie unter Einbeziehung der Kommaspannbildung. Daraus lassen sich potentielle Einsatzbereiche sowie Handlungsempfehlungen zur Weiterentwicklung der Ultraschalltechnologie im Anwendungsfeld der Kreissägebearbeitung ableiten.

### 1.3 Arbeitshypothese und Forschungsfrage(n)

Die zugrunde gelegte *Forschungshypothese* dieser Arbeit lautet: „Die Anregung von Sägewerkzeugen mit Ultraschallschwingungen resultiert in einer mehrachsigen periodischen Schneidenkinematik, welche im Zerspanprozess zu einer reibungsbedingten Kraftreduzierung zwischen Werkzeug, Span und Werkstück führt“.

Diese Hypothese lässt sich deduktiv aus dem aktuellen Stand der Forschung ableiten. So konnte die Wirkungsweise ultraschallangeregter Werkzeuge für eine Vielzahl von Zerspanprozessen mit geometrisch bestimmter Schneide bei einachsiger Schneidenkinematik nachgewiesen werden. Die Auswirkungen ultraschallangeregter scheibenförmiger Werkzeuge mit mehrachsiger Schneidenkinematik sind dagegen bisher nicht Gegenstand wissenschaftlicher Betrachtungen. Dieses Forschungsdefizit im Umfeld der ultraschallüberlagerten Zerspanung gilt es im Rahmen dieser Arbeit zu schließen. Dazu sollen die aus obiger Forschungshypothese abgeleiteten *Forschungs- sowie Unterforschungsfragen* beantwortet werden:

*Kann eine hochfrequente Wechelschwingung im 20-kHz-Frequenzbereich zur Überlagerung des Kreissägeprozesses nutzbar gemacht werden?*

- Wie ist die mechanische Schwingkette zu konzeptionieren, um scheibenförmige Sägewerkzeuge stabil mit Ultraschall anregen zu können?
- Welche Wechselwirkungen bestehen zwischen der zugrundeliegenden Werkzeuggeometrie sowie der sich ausbildenden Betriebsschwingform?
- Welche Wechselwirkungen bestehen zwischen der zugrundeliegenden Schneidenform und der resultierenden Schneidenkinematik?
- Welche Folgen hat die mehrachsige Schneidenkinematik auf Zerspankräfte, Spanbildung und Werkstücktopografie und wie werden diese durch Änderungen von Spannungsdicke oder Schnittgeschwindigkeit beeinflusst?

Die Beantwortung dieser wissenschaftlichen Fragestellungen erfolgt auf Basis experimenteller sowie virtueller Untersuchungen. Einflüsse der Ultraschallüberlagerung auf das Sägewerkzeug sowie die Zerspanung werden im direkten Vergleich von ultraschallüberlagertem und konventionellem Prozess analysiert. Das schrittweise Vorgehen sowie die eingesetzte Methodik werden in Abschnitt 1.4 genauer dargestellt.

## 1.4 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit

Nachfolgend werden die Vorgehensweisen bei der Vorhersage relevanter Betriebsschwingformen im Ultraschallbereich sowie zur Untersuchung der ultraschallunterstützten Zerspanung scheibenförmiger Werkzeuge näher beschrieben.

### Vorgehensweise zur Vorhersage von Wechselwirkungen zwischen Werkzeuggeometrie und Knotenlinien der Betriebsschwingform

Um Betriebsschwingformen scheibenförmiger Werkzeuge bei einer Frequenz von 20 kHz abbilden zu können, wird ein zweistufiges FE-Modell erstellt, welches aus einer Modalanalyse sowie einer darauf aufbauenden harmonischen Analyse besteht. Eingangs wird die Modellgüte für den 20-kHz-Frequenzbereich sichergestellt. Durch die Bewertung der Eigenfrequenzverschiebung während der graduellen Verkleinerung der Netzkantenlänge lässt sich die notwendige Netzgenauigkeit für das verzahnte Modellwerkzeug ermitteln. Im Anschluss erfolgt die Kalibrierung des Modells auf Basis messtechnisch erfasster Resonanzspektren von Sägeronden mit Hilfe der akustischen Materialprüftechnik (Resonanzanalyse). Für die Kalibrierung kommen unverzahnte 75Cr1-Stahlronden zum Einsatz, um den Einfluss von Formfehlern der Zahnträger im Resonanzspektrum zu minimieren. Im Anschluss werden simulierte und messtechnisch erfasste Resonanzspektren einander gegenübergestellt und anhand von Kalibrierparametern, den beiden Werkstoffkennwerten E-Modul und Dichte, einander angenähert. Diese Annäherung erfolgt gestützt durch einen MOGA-Optimierungsalgorithmus im Rahmen der Simulationssoftware ANSYS Workbench. Nach der Modellkalibrierung findet die Modellerweiterung am verzahnten Sägewerkzeug im Rahmen der harmonischen Analyse statt. Dazu wird zuerst die axiale Schwingungsamplitude im Bohrungsbereich des Werkzeugs experimentell, mittels Lasertriangulation bestimmt und als äußere Last in der FE-Simulation beaufschlagt. Dadurch lässt sich die relevante Betriebsschwingform des Werkzeugs bei 20-kHz simulativ ermitteln. Die Validierung des Simulationsergebnisses findet im direkten Abgleich zweier Versuchswerkzeuge statt, welche sich in Durchmesser, Verzahnung und Stammblattdicke unterscheiden. Die Betriebsschwingformen bei 20 kHz werden zuerst experimentell – nach Chladni (Fleischer 2005) – anhand ihrer Schwingungsknoten visualisiert. Das Modell gilt als validiert, sobald eine Übereinstimmung zwischen visualisierter und rechnerisch ermittelter Betriebsschwingform stattfindet. Ist dies erreicht, wird die Sensitivität des

Modells bei geometrischer Veränderung des Werkzeugs im Randbereich untersucht. Dazu wird der Zahnträger zeitgleich am Realwerkzeug sowie in der Simulation modifiziert und erneut ein Abgleich auf Basis visualisierter und simulierter Eigenformen vorgenommen. Spiegeln die Simulationsergebnisse – sowohl vor als auch nach der geometrischen Modifikation – die experimentell visualisierten Knotenlinien, kann von einer zuverlässigen Vorhersage der 20-kHz-Betriebsschwingform durch das Modell ausgegangen werden. Anhand des validierten Modells lassen sich dann das Werkzeugschwingverhalten sowie insbesondere die mehrachsige Kinematik im Bereich der Werkzeugschneiden ableiten.

#### Vorgehensweise bei der Untersuchung der ultraschallunterstützten Zerspanung zur Ermittlung von Einflussfaktoren und Prozessgrenzen

Um Prozessgrenzen der ultraschallunterstützten Zerspanung scheibenförmiger Werkzeuge beurteilen zu können, werden die ultraschallüberlagerte sowie die konventionelle Zerspanung in experimentellen Versuchen einander gegenübergestellt. Bei der Versuchsplanung wurden kinematische Modelle zur ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung nach Littmann, Teidelt und Popov berücksichtigt (Littmann et al. 2001): Diese gehen von einem an der Oberfläche metallischer Werkstoffe stattfindenden Reibungsmechanismus aus, welcher in hohem Maße durch das Verhältnis von Ultraschallschwinggeschwindigkeit zu Gleitgeschwindigkeit bestimmt wird. Das Modell berücksichtigt zwar den Einfluss unterschiedlicher Gleit- und Schwingungsrichtungen (siehe Kapitel 3.2), jedoch werden Umformmechanismen sowie die Dämpfung der Ultraschallschwingung bei stumpfem Kontakt zum Werkstoff vernachlässigt. Letzteres ist im Umfeld der Zerspanung jedoch zweifellos zu erwarten. Aus diesen Grund wird im Rahmen experimenteller Einzahn-Versuche der Einfluss schrittweise steigender Spanungsdicken auf die Zerspankraftkomponenten sowie die Spanbildung untersucht. Dies findet bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten statt, um die Dämpfung der induzierten Ultraschallschwingung losgelöst vom Einfluss der Schnittgeschwindigkeit bewerten zu können. Zudem werden in den Versuchen variierende Zahnformen betrachtet, da je nach Ausprägung der Haupt- und Nebenschneide stärkere oder schwächere Dämpfungseffekte zu erwarten sind. Daraus lassen sich die maximal zulässige Spanungsdicke der jeweiligen Zahnform sowie Auswirkungen auf die Spanbildung im Rahmen der ultraschallüberlagerten Zerspanung ableiten.

Anschließend wird der Schnittgeschwindigkeitseinfluss bei konstanter Spannungsdicke untersucht, mit dem Ziel, Prozessgrenzen der ultraschallinduzierten Zerspanung metallischer Werkstoffe zu ermitteln. Hierzu werden Einzahn-Versuche durchgeführt, in denen die Schnittgeschwindigkeit schrittweise gesteigert wird. Diese Versuchsreihen werden durch Sägeversuche ergänzt, um die im Sägeprozess auftretende Kommaspanbildung zu berücksichtigen. Parallel dazu werden die Oberflächentopografie sowie die Ausprägung des Schnittspalts im Rahmen lichtmikroskopischer Untersuchungen miteinbezogen. In den experimentellen Untersuchungen kommen Aluminium- sowie Kupferproben zum Einsatz, da aufgrund ihrer Festigkeit und Schlagzähigkeit dämpfungsbedingte Wechselwirkungen zwischen Werkstück und Werkzeugschneide untersucht werden können und zeitgleich eine Beschädigung der eingesetzten Ultraschallaktorik ausgeschlossen ist. In Abbildung 3 wird die obig beschriebene Vorgehensweise sowie der Aufbau dieser Arbeit schematisch zusammengefasst:

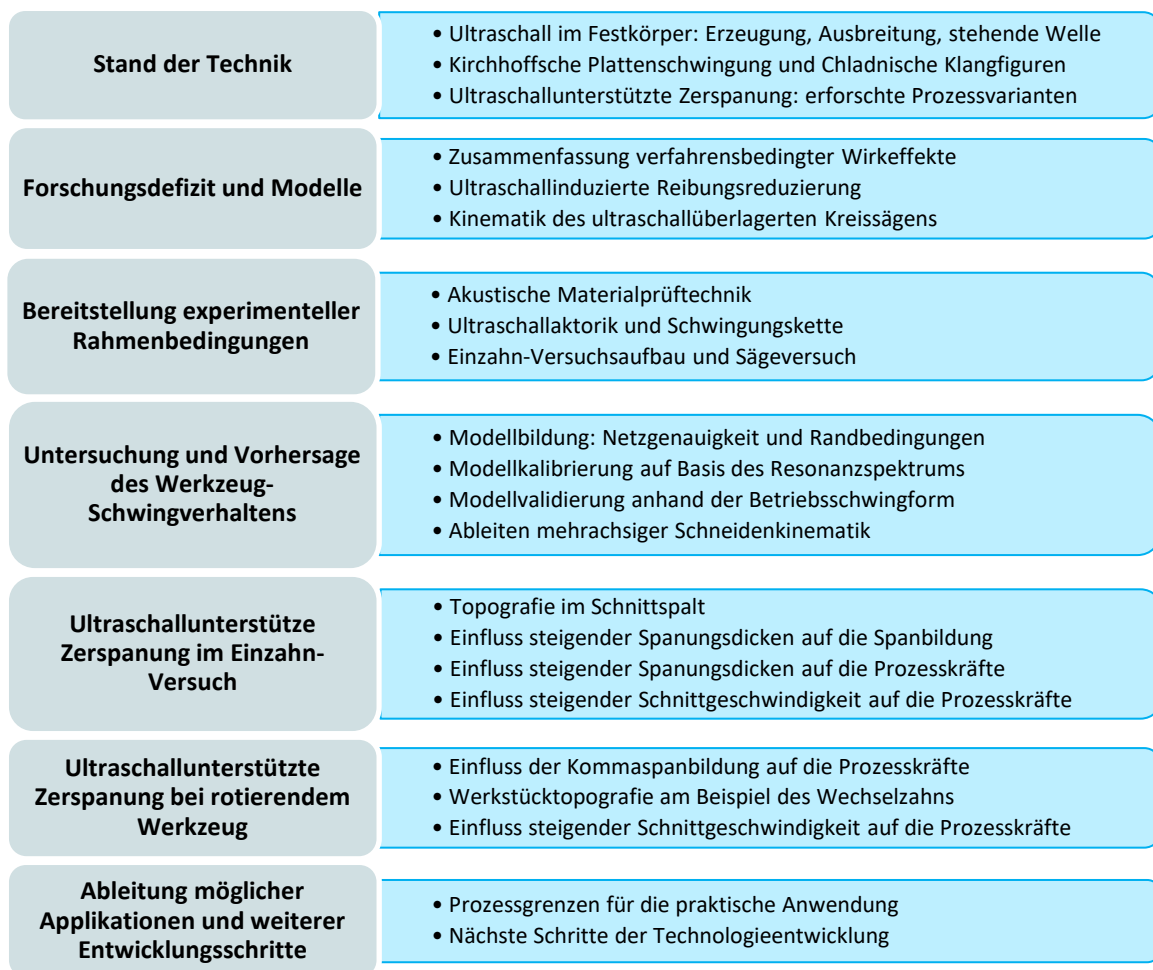


Abbildung 3: Schematische Vorgehensweise sowie Aufbau der Arbeit

### 1.5 Wissenschaftstheoretische Positionierung

Die Problemstellung dieser Arbeit ist in das Umfeld der anwendungsorientierten Wissenschaften einzuordnen. Diese interpretiert Ulrich als „...die Tätigkeiten von Hunderttausenden von wissenschaftlich gebildeten Menschen, die darauf gerichtet ist, mit Hilfe von Erkenntnissen der theoretischen oder Grundlagenwissenschaften Regeln, Modelle und Verfahren für praktisches Handeln zu entwickeln...“ (Ulrich 2001, S. 203).

Weiterhin richtet sich das methodische Vorgehen der Arbeit nach dem Ansatz des kritischen Rationalismus, welcher von Karl Popper Anfang der 1930er Jahre in Auseinandersetzung mit dem logischen Empirismus entwickelt wurde. Dabei stehen zwei zentrale Ideen im Vordergrund, die Idee der Falsifikation sowie die Idee der Kritik. (Ulrich et al. 1976, S. 345; Popper 2005, S. 229 ff.). Daraus resultieren folgende Einzelthesen:

- ❖ Wissenschaft beschäftigt sich mit Hypothesen, nicht mit Wahrheiten.
- ❖ Das Grundprinzip jeder Wissenschaft ist Kritik.
- ❖ Entscheidendes Prüfkriterium ist die empirische Falsifikation (Widerlegbarkeit).
- ❖ Die Ablösung einer Hypothese erfolgt durch rationale Entscheidungen.
- ❖ Alle Wissenschaften basieren auf derselben Logik des Erkenntnisgewinns.
- ❖ Es gilt das Prinzip der methodischen Wertfreiheit.

Abbildung 4 verdeutlicht die daraus abgeleitete Wissenschaftsmethodik dieser Arbeit. Die Vorgehensweise ist deduktiv, schließt also vom Allgemeinen auf das Spezielle (Peirce et al. 1991). Die Falsifikation erfolgt auf Basis der physikalischen Grundsätze von Ursache und Wirkung im Rahmen experimenteller Versuche sowie der Verwendung anerkannter, normierter Mess- und Prüfmethode(n). Die getroffene(n) Hypothese(n) aus Kapitel 1.3 sind als gültig anzuerkennen, bis sie durch gegenteilige Beobachtung falsifiziert werden.

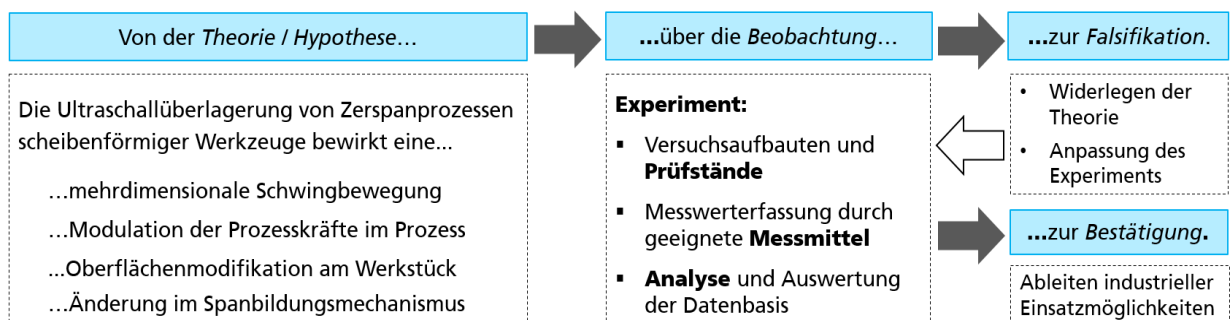


Abbildung 4: Deduktive Wissenschaftsmethodik im Rahmen dieser Arbeit

## 2 Stand der Technik

Im nachfolgenden Kapitel 2.1 werden die Grundlagen von Schallwellen in Festkörpermedien behandelt. Es werden Erzeugung, Ausbreitung, Reflexion und Brechung der Schallwelle betrachtet, um ein grundsätzliches physikalisches Verständnis zur Funktion heutiger Ultraschall-Schwingsysteme zu erhalten (Kapitel 2.1.1 und 2.1.2). Außerdem wird das Prinzip der stehenden Welle behandelt, da es eine zentrale Rolle bei der Ausbildung der für diese Arbeit relevanten Knotenlinien in Schwingungsketten spielt (Kapitel 2.1.3). Im Hinblick auf die Modellierung des Schwingverhaltens scheibenförmiger Zerspanwerkzeuge, wird in Kapitel 2.1.4 näher auf die Plattenschwingungstheorie nach Kirchhoff (Zeller 2012) eingegangen. Um auftretende Schädigungsmechanismen in Folge von Ultraschallschwingungen zu verstehen, werden in Kapitel 2.1.5 Aspekte reibungsinduzierter Wärme- und Verschleißentstehung näher betrachtet.

Kapitel 2.2 beinhaltet eine Zusammenfassung bekannter Verfahren aus der ultraschallunterstützten Zerspanung mit geometrisch bestimmter sowie geometrisch unbestimmter Schneide. Repräsentativ für die Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide werden bekannte Wirkeffekte anhand der Verfahren US-Drehen, US-Fräsen, US-Bohren, US-Hobeln sowie US-Schneiden behandelt. Stellvertretend für die Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide werden das US-Schleifen, das Hochfrequenzhonen, das Superfinishing und das Schwingläppen behandelt.

### 2.1 Ultraschall im Festkörper

Der für das menschliche Ohr wahrnehmbare Frequenzbereich mechanischer Schwingungen liegt zwischen 16 Hz und 20 kHz. Darüber liegt der für diese Arbeit relevante Ultraschallbereich von 20 kHz bis 1 GHz. Dabei sind analog zum hörbaren Frequenzbereich die physikalischen Gesetze der Akustik gültig. Unterhalb der Hörschwelle von 16 Hz werden Schwingungen dem Infraschallbereich zugeordnet, Frequenzen über 1 GHz werden wiederum als Hyperschall bezeichnet. (Kuchling 2007, S. 333)

Nachfolgend werden Erzeugung, Ausbreitung und Einleitung mechanischer Schwingungen im Festkörper näher betrachtet. Im Wesentlichen werden die physikalischen Grundfunktionen sowie Bauformen für aktive Ultraschallanwendungen beschrieben.



### 2.1.1 Ultraschallerzeugung und piezoelektrischer Effekt

In technischen Einsatzbereichen werden Schallquellen in erster Linie als flächige Emittter ausgelegt, welche Wechselbewegungen normal zur Grundfläche vollziehen. In Folge dieser Bewegung wird das umliegende Medium verdrängt bzw. verdichtet oder angesaugt bzw. verdünnt. Zur Erzeugung hochfrequenter Wechselschwingungen in Festkörpern wird heute in der Regel auf das in Abbildung 5 dargestellte Grundprinzip einer Wirkungskette zurückgegriffen: Die elektrische Energie zur Schallerzeugung wird von Hochfrequenzgeneratoren bereitgestellt. Dem Generator nachgeschaltet ist ein elektromechanischer Schallwandler, welcher die vom Generator bereitgestellte elektrische Hochfrequenzenergie in mechanische Energie gleicher Frequenz umwandelt. Nachfolgende Bauteile wie Booster (Verstärker) oder Sonotrode (Werkzeug, Schwinger) modifizieren lediglich noch die Amplitudenhöhe, die Frequenz bleibt unverändert, wie vom Generator vorgegeben.

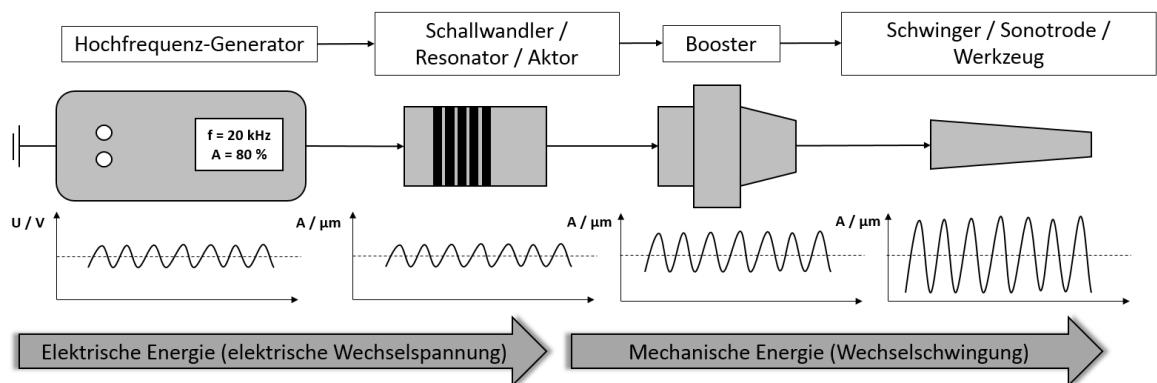
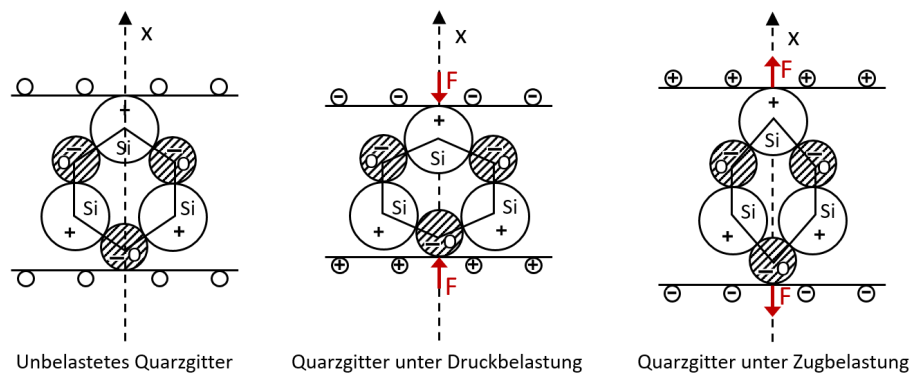


Abbildung 5: Wirkungskette zur Erzeugung hochfrequenter Wechselschwingungen

Um hohe Wirkungsgrade bei der Schallerzeugung zu gewährleisten, werden folgende Randbedingungen an den elektromechanischen Wandler gestellt: Im Frequenzbereich der späteren Arbeitsfrequenz muss eine ausgeprägte Eigenresonanz vorhanden sein. Die Schallquelle soll einen dem Beschallungsobjekt ähnlichen Schallwellenwiderstand aufweisen. Beim Betrieb in Eigenresonanz sollen möglichst geringe elektrische und damit mechanische Verluste auftreten. Außerdem muss der Schallwandler selbst über eine hohe Wechselfestigkeit verfügen, um trotz hoher Amplituden und Schwingfrequenzen keine bleibende plastische Verformung zu erfahren. (Lehfeldt 1973, S. 34)

Bei der Schallerzeugung haben sich heute piezoelektrische Systeme aufgrund geringer mechanischer und elektrischer Verluste gegen magnetostruktive Wandler durchgesetzt.

Daher arbeiten Ultraschallerzeuger im industriellen Umfeld heute überwiegend nach dem Prinzip des piezoelektrischen Effekts („Piezo“ = griechisch für „Druck“), beziehungsweise dessen Umkehrung. Der piezoelektrische Effekt wurde bereits 1880 durch die Gebrüder Curie entdeckt und definiert: Wird eine senkrecht zur Kristallachse geschnittene Platte piezoelektrischen Materials mit einer mechanischen Druckbelastung beaufschlagt, werden auf beiden Seiten der Plattenoberfläche elektrische Ladungen induziert (Sorge et al. 1985). Grund hierfür ist, dass piezoelektrische Materialien über eine sogenannte polare Achse verfügen. In deren Richtung herrscht eine Asymmetrie im Inneren der dielektrischen Struktur des Kristallgefüges, welche entweder natürlich vorliegt oder gezielt künstlich hergestellt wird (Kleinschmidt et al. 1993, S. 121).

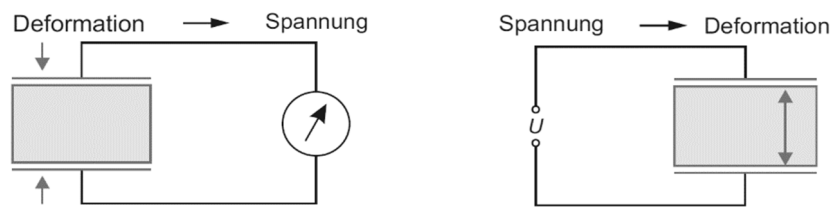


**Abbildung 6: Asymmetrischer Kristallaufbau und piezoelektrischer Effekt bei Siliziumoxid nach (Kuttruff 1988, S. 87)**

Abbildung 6 links zeigt diesen asymmetrischen Kristallaufbau negativ geladener Sauerstoff- und positiv geladener Siliziumatome für Quarz, zunächst ohne äußere Beanspruchung. Abbildung 6, Mitte zeigt den Fall einer mechanischen von außen wirkenden Druckkraft ( $F$ ). Diese bewirkt eine Deformation ( $x$ ), wodurch die positiv geladenen Ionen gegenüber den negativ geladenen Ionen verschoben werden. Dadurch entsteht in jeder Kristallzelle ein elektrisches Dipolmoment, welches zu negativen Ladungen an der oberen und zu positiven Ladungen an der unteren Außenfläche führt. Bei einem Wechsel der mechanischen Belastung des Kristalls auf Zug, wird eine Umkehrung der Ladungen der äußeren Flächen bewirkt, siehe Abbildung 6 rechts. (Kuttruff 1988, S. 87)

Für die Schallerzeugung bedient man sich der Umkehrung des Piezoeffekts, welcher dann als reziproker Piezoeffekt bezeichnet wird. Durch das Anlegen einer elektrischen Wechselspannung an den beiden senkrecht zur Kristallachse liegenden äußeren

Kristallflächen, kann die Änderung der Plattendicke aktiv gesteuert werden. Abbildung 7 stellt beide Effekte im Ersatzschaltbild schematisch gegenüber (Eichler et al. 2016, S. 131).



**Abbildung 7: Piezoelektrischer und reziproker piezoelektrischer Effekt im Ersatzschaltbild (Eichler et al. 2016, S. 131)**

Jahrzehntelang wurde Quarz mit seiner natürlichen Polarität für die Schallerzeugung genutzt. Er war wegen seiner hohen mechanischen Festigkeit und kaum merkbarer elektrischer bzw. dielektrischer Verluste im Frequenzbereich über 0,3 MHz von hoher technischer Bedeutung für die Ultraschalltechnik (Lehfeldt 1973, S. 36). Zudem verfügt er über eine hohe chemische Resistenz und Temperaturbeständigkeit. So verliert Quarz seine piezoelektrischen Eigenschaften erst ab einer Temperatur von 573 °C, aufgrund von Änderungen seiner Kristallstruktur (Kuttruff 1988, S. 90). Quarzkristall hat jedoch auch entscheidende Nachteile: Er ist teuer und man findet ihn in der Natur nur in inhomogenen Größenklassen. Vor allem aber ist sein elektromechanischer Kopplungsfaktor trotz des hohen Wirkungsgrades sehr gering, was zur Folge hat, dass zum Abstrahlen bestimmter Ultraschallintensitäten höhere Wechselspannungen benötigt werden. Preiswerte, in beliebiger Form künstlich herstellbare piezoelektrische Keramiken mit anpassbaren Eigenschaften haben den Quarzkristall heute überwiegend abgelöst. Einige der verbreitetsten piezoelektrischen Keramiken sind Blei-Zirkonat-Titanat PZT ( $\text{Pb}(\text{Zr},\text{Ti})\text{O}_3$ ), Bariumtitanat ( $\text{BaTiO}_3$ ), Bleimetaniobat ( $\text{PbNb}_2\text{O}_6$ ) sowie Lithiumniobat ( $\text{LiNbO}_3$ ). Ausgangsmaterial zur Herstellung piezoelektrischer Keramiken ist feinkörniges kristallines Pulver, welches mit flüssigem Bindemittel versehen und durch anschließendes Sintern zu einem keramischen Formkörper (Platte, Stab) hoher Festigkeit gepresst wird. Zur Polarisierung der Halbzeuge werden diese über die Curietemperatur erhitzt. Zeitgleich wird ein elektrisches Feld von circa 10 kV/cm angelegt, um damit die elektrischen Dipole der keramischen Platte in Richtung des angelegten Feldes auszurichten. Um die piezoelektrischen Eigenschaften auch bei Zimmertemperatur zu erhalten, findet ein langsames Abkühlen der Halbzeuge unter Aufrechterhaltung des elektrischen Feldes statt (sog. „Einfrieren“). Danach wird auf das piezoelektrische Halbzeug beidseitig ein

elektrisch leitender Belag aufgebracht. Durch das Anlegen einer elektrischen Wechselfeldspannung kann nun die Dicke der Keramik im Rhythmus des erzeugten Wechselfeldes geändert werden. (Kuttruff 1988, S. 88–89)

In der praktischen Anwendung werden mehrere dieser Keramikschichten zur Leistungssteigerung in Stapeln (Stacks) gekoppelt. Zur mechanischen Abstimmung des Wandlers werden Zusatzmassen und Dämpfungskörper verwendet. Zudem ist die Vorspannung des Wandlers durch Federelemente mit Druckspannungen von 15 – 30 MPa ein weit verbreitetes Mittel, um die Dauerzugfestigkeit der spröden Keramik-Stacks zu erhöhen. Je nach Polarisierung der piezoelektrischen Keramiken können unterschiedliche Verschiebungsrichtungen erreicht werden. Dementsprechend lassen sich Aktoren in Longitudinal-, Scher-, Radial- bzw. Rohr- sowie Biege-Aktoren kategorisieren. In der Zerspannung werden überwiegend longitudinale Stapelaktoren eingesetzt. Bei ihnen bestimmt die Aktorlänge im Wesentlichen die erreichbare Nominalauslenkung  $\Delta L_0$  (Auslenkung ohne Kraftbeaufschlagung). Bei Nominalfeldstärken von 2 kV/mm sind Auslenkungen von etwa 0,10 bis 0,15 % der Aktorlänge erzielbar. Die Querschnittsfläche des Aktors bestimmt die Blockierkraft  $F_{\max}$ , welche aufgebracht werden muss, um die Auslenkung des Aktors vollständig zu unterdrücken. Dabei können mit heutigen Systemen etwa 30 N/mm<sup>2</sup> überwunden werden. Aktoren dieses Typs verrichten ca. 2 bis 5 mJ/cm<sup>3</sup> mechanischer Arbeit, Biegeaktoren erreichen lediglich ein Zehntel dieses Werts. (PI Ceramic 2020, S. 53)

Das spannungsabhängige Auslenkungsverhalten von Piezoaktoren zeichnet sich durch eine starke Nichtlinearität aus, welche aus den intrinsischen (piezoelektrische Ionenverschiebung) und extrinsischen Domänenanteilen (reversible ferroelektrische Umorientierung) herrührt (PI Ceramic 2020, S. 35). Eine Steigerung der elektrischen Spannung führt daher nicht zwangsweise zu einer proportionalen Amplitudensteigerung. Wird die Längenänderung  $\Delta l$  in Abhängigkeit von der Steuerspannung  $U$  aufgetragen, ergeben sich deshalb nichtlineare Hysteresekurven. Für den Betrieb von Ultraschallaktoren folgt daraus, dass ausgehend von einer bekannten Nominalauslenkung durch Interpolation der Steuerspannung nicht direkt auf die Amplitudenhöhe geschlossen werden kann. Durch die heute verbreitete ladungsbasierte Steuerung der Aktorspannung lässt sich dieser Hysterese-Effekt jedoch minimieren, sodass sich das Steuerverhalten weitgehend durch den Generator linearisieren lässt. (PI Ceramic 2020, S. 63)

## 2.1.2 Ausbreitung, Reflexion und Brechung

Wesentlich für die aktive Nutzung des Ultraschalls ist das grundlegende Verständnis über das Ausbreitungsverhalten von Schallschwingungen nach deren Erzeugung. Aktive Ultraschallanwendungen in der Zerspanung oder der Verbindungstechnik (Ultraschallschweißen) nutzen die hohe Energiedichte von Wechschwingungen zur Verrichtung oder Unterstützung eines Arbeitsprozesses. Dazu muss die Schwingungsenergie jedoch zuerst von der Schallquelle zur Arbeitsstelle geleitet werden, wozu abgestimmte mechanische Resonanzkreise erforderlich sind (Lehfeldt 1973, S. 27). Zur Gestaltung dieser Resonanzkreise in Form funktionsfähiger Schwingungsketten ist ein grundsätzliches Verständnis über die physikalischen Prinzipien der Schallausbreitung und Reflexion notwendig.

Schall ist für die Ausbreitung stets an ein stoffliches Medium gebunden, von dessen Eigenschaften die Schallgeschwindigkeit sowie die Ausbreitungsdämpfung beeinflusst werden. Schallwellen sind mechanische, raumzeitliche Schwingungen eines ausgedehnten, in der theoretischen Betrachtung oft unbegrenzten Körpers. Die sich in diesem Körper befindenden Materieteilchen führen um ihre Ruhelage periodische Schwingungen aus, die ihnen von einer Energiequelle aufgezwungen werden. In der Folge kommt es zu Reibungsverlusten, deren typisches Merkmal beim Schalldurchgang eine einsetzende innere Erwärmung des Materials ist. Zur Veranschaulichung unterschiedlicher Ausbreitungsmechanismen und sich daraus ableitender Wellenarten kann auf einfache physikalische Modelle – bestehend aus mit Federdämpfern verbundenen Punktmassen – zurückgegriffen werden. In Abbildung 8 sind hierzu die beiden wesentlichen Ausbreitungsmechanismen am Beispiel des isotropen, homogenen sowie unbegrenzten Festkörpermodells dargestellt. (Kuttruff 1988, S. 43)

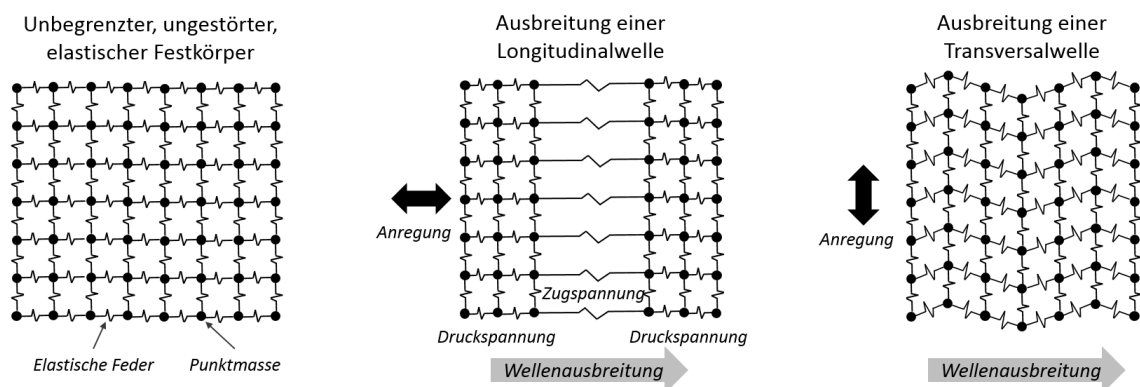


Abbildung 8: Ausbreitungsmechanismen von Schallwellen nach (Kuttruff 1988, S. 43)

Abbildung 8 links zeigt das Festkörpermodell in Ruhelage, ohne äußere Krafteinwirkung. Die Einzelmassen liegen in Gleichgewichtslage zueinander im gleichen Abstand. Die mittlere Darstellung zeigt dagegen die Ausbreitung einer Longitudinalwelle, auch Längswelle oder Dehnwelle genannt. Die Richtung der Schwingungsanregung sowie die Ausbreitungsrichtung liegen hier parallel zueinander, wodurch sich im Festkörpermodell Zonen mit Überdruck (Druckspannung) sowie Zonen mit Unterdruck (Zugspannung) bilden, welche sich jeweils in Ausbreitungsrichtung fortpflanzen. Abbildung 8 rechts zeigt die Ausbreitung einer Transversalwelle, auch Quer- oder Schubwelle genannt. Hier erfolgt die Anregung senkrecht zur Ausbreitungsrichtung, nebeneinanderliegende Einzelmassen werden also parallel zueinander verschoben. Eine Spezialform der Transversalwelle in begrenzten Medien stellt die Biegewelle dar. Sie tritt in der Praxis vor allem bei Platten- oder Balkenstrukturen auf. Ein weiterer Spezialfall transversaler Wellen ist die sogenannte Torsionswelle, bei der eine Verdrehung senkrecht zur Ausbreitungsrichtung stattfindet.

Stößt eine Schallwelle während ihrer Ausbreitung auf eine ebene Grenzfläche mit abweichender Schallimpedanz (= Verhältnis von Schalldruck zu Schallschnelle), wird sie ganz oder teilweise zurückgeworfen (Reflexion). Im Falle einer Totalreflexion wird die Grenzfläche auch als schallhart bezeichnet. Durch den Vorgang der Reflexion ändern sich in der Regel die Amplitude und die Phase der Schwingung. Der zweite Teil der Schwingung, welcher die Grenzfläche durchläuft, also nicht reflektiert wird, breitet sich danach mit verringerter Schallgeschwindigkeit und einer anderen Ausbreitungsrichtung aus. Dieser Vorgang wird als Brechung bezeichnet. (Kuttruff 1988, S. 45–50)

### 2.1.3 Stehende Wellen, Eigenfrequenz und Resonanz

Wird das freie Ende eines einseitig eingespannten Metallstabs der Länge  $L$  kontinuierlich durch eine harmonische Schwingung orthogonal zur Stab-Mittelachse angeregt, erfolgt die Schwingungsausbreitung parallel zur Stab-Mittelachse bis hin zum gegenüberliegenden Stabende (Abbildung 9, oben). Dort wird die Schwingung teilweise oder vollständig reflektiert, was im weiteren Verlauf zu einer Überlagerung (Superposition) von aktiv eingeleiteter sowie reflektierter Schwingung führt. Da induzierte und reflektierte Schwingung dieselbe Wellenlänge und Schwingfrequenz aufweisen, kommt es nach kurzer Zeit zur Ausbildung einer ortsfesten Amplitudenverteilung mit lokalen Amplitudenmaxima (Wellenbauch) sowie lokalen Nulldurchgängen (Knoten). Dieses als „stehende Welle“ bezeichnete Prinzip der Amplitudenverteilung ist in

Abbildung 9 unten zu sehen. Im dargestellten Beispiel ist das rechte Stabende fest eingespannt, weshalb es dort zu einem Phasensprung (Invertierung des Wellenbergs) zwischen eintreffender und reflektierter Welle kommt. (Kuchling 2007, S. 234)

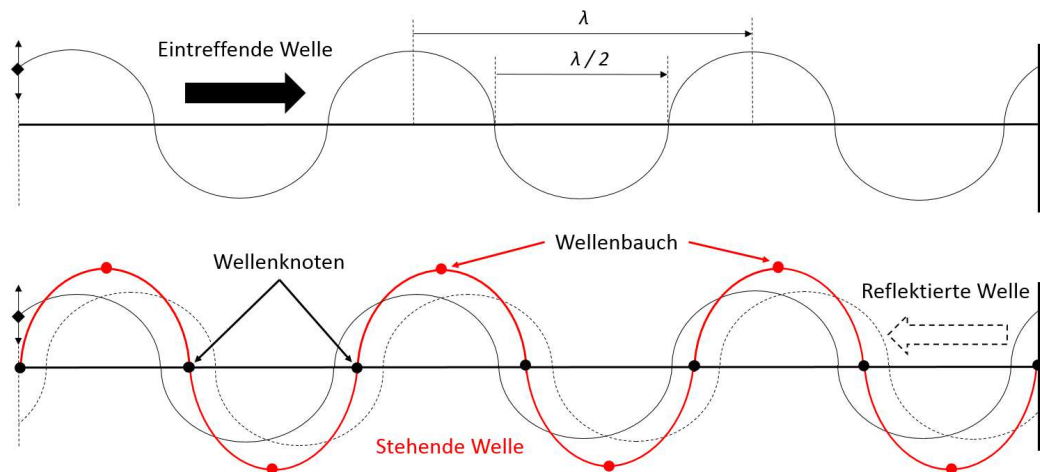


Abbildung 9: Ausbildung einer stehenden Welle entlang eines einseitig eingespannten Stabs nach (Kuchling 2007, S. 234)

Das Prinzip der stehenden Welle ist eine wesentliche Grundlage für die Auslegung, den Betrieb und die Nutzung von Schwingungsketten für industrielle Prozesse. Von besonderer Bedeutung in diesem Zusammenhang ist die Distanz zwischen zwei Wellenknoten, welche der halben Schwingungswellenlänge  $\lambda/2$  entspricht.

Bei mechanischen Schwingungsketten sind die Knotenpunkte der stehenden Welle die einzigen Bereiche, in denen eine dauerhafte Kontaktierung für eine Lagerung stattfinden kann. Aus diesem Grund wird die Gesamtlänge  $l$  der Schwingensysteme in der Regel mit einem Vielfachen der halben Schwingungswellenlänge  $\lambda/2$  ausgelegt. Für die Ausbildung einer stehenden Welle müssen für die Länge  $l$  des Wellenträgers bei ungleichen Reflexionsenden (fixiert – frei schwingend), bzw. gleichen Reflexionsenden, die Bedingungen aus Gleichung 1 und 2 erfüllt sein. Die Variable  $n$  entspricht dem Vielfachen der Grundschwingung, den sogenannten Oberschwingungen. (Lehfeldt 1973, S. 30)

$$\lambda = \frac{2l}{n+1} \qquad \lambda = \frac{4l}{2n+1} \qquad (1, 2)$$

Die sich einstellende Wellenlänge  $\lambda$  ist sowohl für Longitudinal- als auch für Transversalwellen in erster Linie material- und frequenzabhängig (Gleichungen 3 und 4). Dabei entsprechen  $c_L$  der longitudinalen und  $c_T$  der transversalen Schallausbreitungs-

bzw. Phasengeschwindigkeit und  $f$  der Wellenfrequenz. Daraus ist abzuleiten, dass höhere Schwingfrequenzen kürzere Schwingungswellenlängen verursachen.

$$\lambda_L = \frac{c_L}{f} \qquad \lambda_T = \frac{c_T}{f} \qquad (3, 4)$$

Die Schallgeschwindigkeit  $c$  selbst hängt wiederum vom E-Modul  $E$ , der Poissonzahl  $\nu$  sowie der Materialdichte  $\rho$  des Festkörpers ab (Kuttruff 1991, S. 31–34):

$$c_{\text{Festkörper,longitudinal}} = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1-\nu-2\nu^2)}} \qquad (5)$$

$$c_{\text{Festkörper,transversal}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \qquad (6)$$

Neben den allgemeinen Zusammenhängen der Gleichungen 5 und 6 leiten sich in Abhängigkeit geometrischer Randbedingungen angepasste Darstellungen ab. So kann für einen unendlich langen Stab mit  $\lambda \gg$  Durchmesser  $d$  die Querkontraktion vernachlässigt werden, woraus sich eine vereinfachte Darstellung ergibt (Gleichungen 7 und 8):

$$c_{\text{langer Stab,longitudinal}} = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \qquad c_{\text{langer Stab,transversal}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho}} \qquad (7, 8)$$

Tabelle 1 zeigt für metallische Werkstoffe beispielhaft die Dichte  $\rho$  sowie die Schallgeschwindigkeit  $c$  in longitudinaler sowie transversaler Ausbreitungsrichtung (Weast 1974). Daneben sind die nach den Gleichungen 3 und 4 zugehörigen Schwingungswellenlängen bei einer Schwingungsfrequenz  $f$  von 20 kHz ermittelt.

**Tabelle 1: Dichte, Schallausbreitung und Wellenlänge verschiedener Metalle**

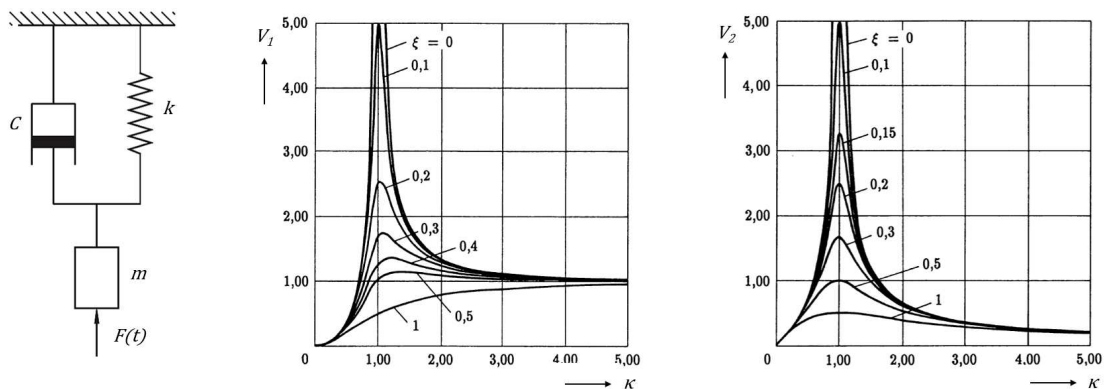
Stoff	$\rho$ / (kg/m <sup>3</sup> )	$c_L$ / (m/s)	$c_T$ / (m/s)	$\lambda_{L20\text{kHz}}$ / m	$\lambda_{T20\text{kHz}}$ / m
Aluminium (gewalzt)	2700	6420	3040	0,321	0,152
Eisen	7900	5950	3240	0,298	0,162
Kupfer (gewalzt)	8930	5010	2270	0,251	0,114
Stahl (gehärtet)	7840	5854	3150	0,293	0,158
Blei (gewalzt)	11400	2160	700	0,108	0,035

Es wird deutlich, dass die Schallgeschwindigkeit  $c_T$  in transversaler Ausbreitungsrichtung stets kleiner ist als im Falle der longitudinalen Ausbreitung. Daraus folgt, dass bei konstanter Erregerfrequenz auch die Schwingungswellenlänge  $\lambda_T$  kleiner ausfällt. Für die



im Rahmen dieser Arbeit relevanten Schubwellen scheibenförmiger Werkzeuge bedeutet dies, dass die Anzahl der Wellenknoten um ein Vielfaches höher ist als bei longitudinaler Ausbreitung im stabförmigen Werkzeug (siehe dazu Abschnitt 4.1).

Weiterhin sind die Begriffe der Resonanz sowie der Dämpfung in Bezug auf schwingfähige Systeme näher zu definieren. Zur einfachen Veranschaulichung kann der Einmassenschwinger mit Federkonstante  $k$ , Dämpfungskonstante  $C$  und Masse  $m$  herangezogen werden (siehe Abbildung 10, links). Wird dieses System nach einmaliger Anregung (Impuls) ohne weitere äußere Einflüsse sich selbst überlassen so schwingt es fortwährend in seiner Eigenfrequenz. Man spricht in diesem Fall von der freien, ungedämpften Schwingung mit  $F(t) = 0$ . (Kollmann 2000, S. 17)



**Abbildung 10: Einmassenschwinger mit den Vergrößerungsfunktionen  $V_1$  und  $V_2$**

Entsprechend der Systemfreiheitsgrade ergeben sich durch Lösung der zu Grunde liegenden Bewegungsgleichung (Gleichung 9) für die ungedämpfte Eigenkreisfrequenz  $\omega_0$  (Gleichung 10) sowie die Eigenfrequenz  $f$  (Gleichung 11) folgende Zusammenhänge:

$$m\ddot{x} + C\dot{x} + kx = F(t) \quad (9)$$

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (10, 11)$$

Wird das Schwingsystem jedoch durch eine äußere Kraft  $F(t)$  periodisch angeregt, resultiert eine erzwungene harmonische Schwingung. Anhand der normierten Vergrößerungsfunktionen  $V_1$  für den Schwingweg (Abbildung 10, Mitte) sowie  $V_2$  für die Schnelle (Abbildung 10, rechts), ist in der Nähe der natürlichen Eigenfrequenz ein überproportionaler Amplitudenanstieg in Abhängigkeit von der Dämpfung erkennbar. Dieser kritische Fall wird als Resonanz bezeichnet. Durch eine Vergrößerung der

Dämpfungskonstante  $C$  des Federdämpfers kann diese Amplitudenüberhöhung reduziert werden. Im Falle fehlender Dämpfung (Fall:  $\xi = 0$ ) kommt es dagegen zur Resonanzkatastrophe, da die Amplitude rechnerisch unendlich ansteigen kann. (Kollmann 2000, S. 23–26)

Für mechanische Schwingungsketten aktiver Ultraschallanwendungen ist der Fall der Resonanzkatastrophe unbedingt zu vermeiden, da er zwangsläufig zu schweren Beschädigungen von Aktorik und schallführenden Komponenten führt. Aktive Ultraschallsysteme werden grundsätzlich in Resonanz betrieben, um eine maximale mechanische Blindleistung bei stabiler Schwingfrequenz zu erreichen (Lehfeldt 1973, S. 19). Gleichzeitig muss die Systemdämpfung auch in Resonanz groß genug sein, um Resonanzkatastrophen im Betrieb zu vermeiden. Ultraschallgeneratoren sind daher in der Regel durch die Überwachung des bereitgestellten elektrischen Stroms und einer damit verbundenen Notabschaltung für den Überlastfall abgesichert.

#### 2.1.4 Plattenschwingungen und Eigenformen

Da die Modellierung des Schwingverhaltens scheibenförmiger Werkzeuge wesentlicher Bestandteil dieser Arbeit ist, wird nachfolgend näher auf die Bewegungsgleichung der ebenen Kirchhoff-Platte eingegangen (Zeller 2012, S. 168 f.). Für die Biegeschwingung in einer unendlichen ebenen Platte gilt demnach:

$$B'' \cdot \left( \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right) + m'' \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (12)$$

Elastizitätsmodul  $E$ , Plattendicke  $h_p$ , Poissonzahl  $\nu$  sowie Materialdichte  $\rho$  werden in der Plattensteifigkeit  $B''$  sowie in der auf die Plattenfläche bezogenen Masse  $m''$  zusammengefasst:

$$B'' = \frac{E h_p^3}{12(1 - \nu^2)} \quad m'' = \rho \cdot h_p \quad (13, 14)$$

Analytische Lösungen dieser Bewegungsgleichung für Platten begrenzter Dimensionen hängen von der Plattengeometrie sowie den Einspannbedingungen ab (fest eingespannt, frei gestützt, frei beweglich). An den Plattenrändern kommt es durch die Reflexion der Biegeschwingung zu stehenden Wellen, welche als Eigenfunktionen bzw. Eigenformen

bezeichnet werden. Der Lösungsansatz für das Verschiebungsfeld der Platte setzt sich aus der Eigenfunktion  $W(x, y)$  sowie dem Zeitverlauf zusammen:

$$w(x, y, t) = W(x, y) \cdot \cos(\omega t) \quad (15)$$

Für die Randbedingungen einer frei gestützten ebenen Rechteckplatte der Länge  $l$  und Breite  $b$  gilt für die Eigenfunktion mit  $i, q = 1, 2, 3, 4, \dots$ : (Wandinger 2013, S. 3)

$$W_{(i,q)}(x, y) = \sin \frac{i \pi x}{l} \cdot \sin \frac{q \pi y}{b} \quad (16)$$

Die ganzzahligen Werte von  $i, q$  legen den Schwingungsmodus fest und bestimmen die Anzahl der Schwingungsknoten in den Ausbreitungsrichtungen  $x$  und  $y$ . Abbildung 11 zeigt dazu beispielhaft die (2/1)-, (2/2)-, (3/3)- sowie (4/4)-Mode einer Rechteckplatte mit Seitenlänge  $l = b = 1$  dargestellt in OCTAVE.

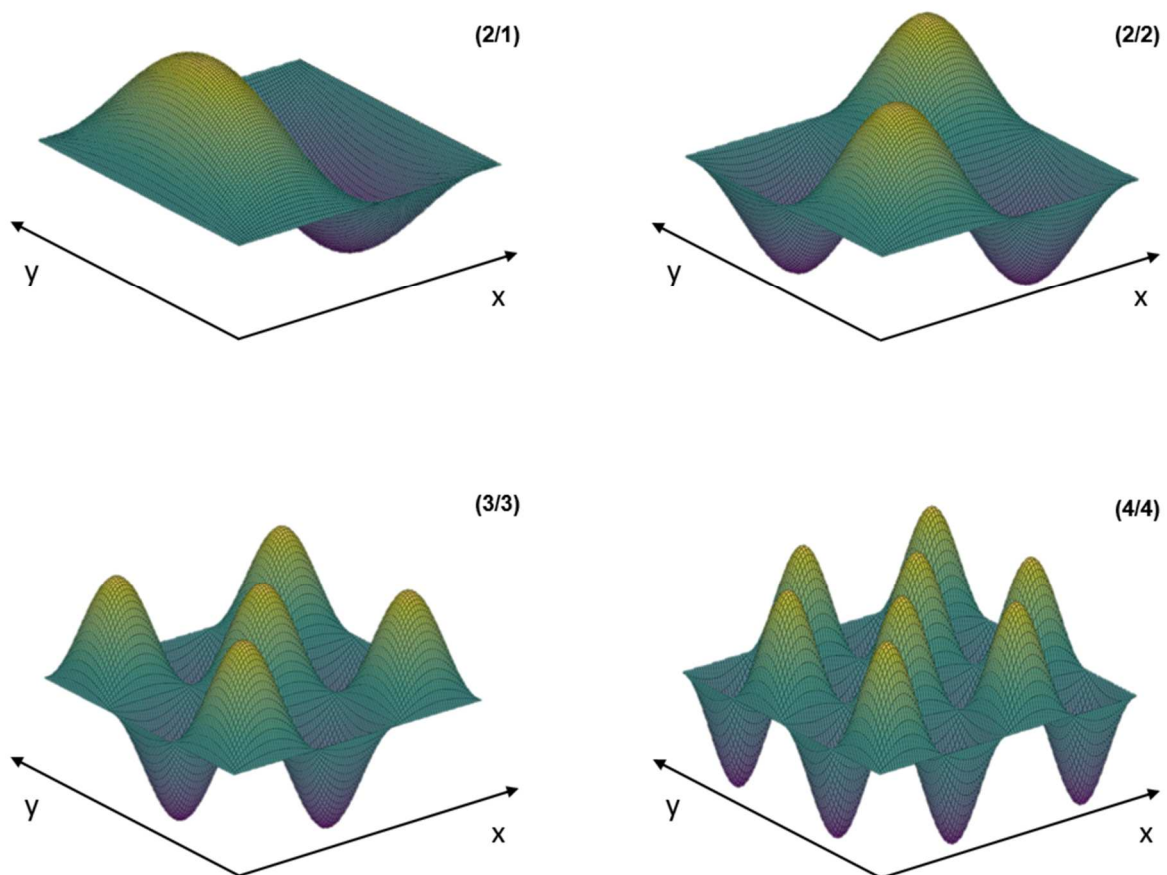


Abbildung 11: (2/1)-, (2/2)-, (3/3)- sowie (4/4)-Moden-Plot einer Rechteckplatte

Die zugehörigen Eigenkreisfrequenzen  $\omega_{(i,q)}$  lassen sich durch Einsetzen der Eigenfunktionen in die homogene Plattengleichung ermitteln, dies führt für die vorliegende Rechteckplatte mit der Kreiswellenzahl  $k_{(i,q)}$  auf:

$$\omega_{(i,q)} = k_{(i,q)}^2 \cdot h_p \cdot \sqrt{\frac{E}{12(1-\nu^2)\rho}} \quad (17)$$

$$k_{(i,q)} = \pi \cdot \sqrt{\left(\frac{i}{l}\right)^2 + \left(\frac{q}{b}\right)^2} \quad (18)$$

Für die Ausbreitung der Biegewellenlänge  $\lambda_{b, \text{ebene Platte}}$  gilt:

$$\lambda_{b, \text{ebene Platte}} = \frac{\sqrt{2\pi f}}{f} \sqrt[4]{\frac{Eh_p^2}{12(1-\mu^2)\rho}} \quad (19)$$

Mit diesen Zusammenhängen lassen sich für die frei gestützte Rechteckplatte alle Schwingungsmoden sowie zugehörige Eigenkreisfrequenzen explizit analytisch lösen. Für die Fälle der frei beweglichen oder eingespannten Platte sind dagegen numerische Methoden erforderlich. Gleiches gilt für die Betrachtung von Kreis- oder Lochscheiben, welche für die im Rahmen dieser Arbeit behandelten Kreissägewerkzeuge von besonderer Relevanz sind. Hier lassen sich die Zusammenhänge analog in Polarkoordinaten mit Radial- und Winkelkoordinaten  $r$  und  $\theta$  übertragen (Zeller 2012, S. 170 f.). Der Gleichung 15 entsprechende Lösungsansatz des Verschiebungsfelds ist in Gleichung 20 dargestellt. Gleichung 21 zeigt dazu die allgemeine Lösung zur Ermittlung der Eigenformen mit  $A_k(r)$  nach Gleichung 22:

$$w(r, \theta, t) = W(r, \theta) \cdot \cos(\omega t) \quad (20)$$

$$W_k(r, \theta) = A_k(r) \cdot \cos(k\theta) \quad (21)$$

$$A_k(r) = C_1 J(\beta_k r) + C_2 Y(\beta_k r) + C_3 I_B(\beta_k r) + C_4 K_B(\beta_k r) \quad (22)$$

$J$  und  $Y$  repräsentieren die Lösungen erster und zweiter Art der Besselschen Differentialgleichung.  $I_B$  und  $K_B$  stellen die jeweiligen modifizierten Besselfunktionen dar. Der Index  $k$  repräsentiert die Ordnung der Besselfunktion (0, 1, 2, ...). Die Faktoren  $C_1$  bis

$C_4$  aus Gleichung 22 können aus den Randbedingungen der scheibenförmigen Platte abgeleitet werden: Für den Fall einer mittig fest eingespannten Ringscheibe mit freischwingendem Rand ergeben sich nach (Zeller 2012) für die Bestimmung der Faktoren  $C_1$  bis  $C_4$  vier Gleichungen, welche sich in Matrixform darstellen und numerisch lösen lassen:

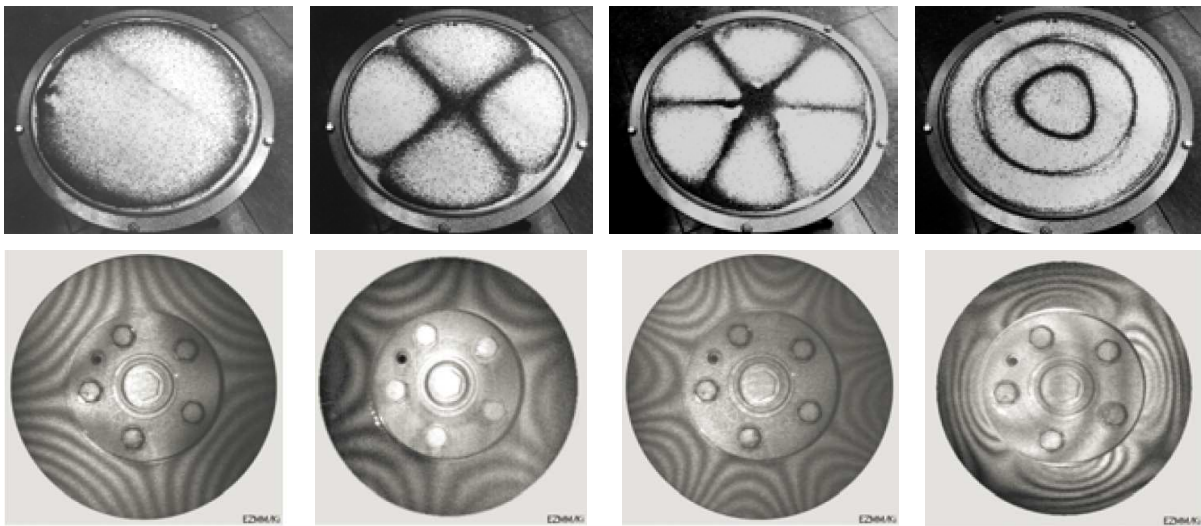
$$\underline{M}_k \cdot \underline{C}_k = 0 \quad (23)$$

Der Spaltenvektor  $\underline{C}_k$  beinhaltet die Faktoren  $C_1$  bis  $C_4$ , während die Koeffizienten der  $4 \times 4$  Matrix von  $\beta_k$  abhängen. Für die Lösung dieses Gleichungssystems wird  $\det(\underline{M}_k) = 0$  vorausgesetzt. Aufgrund der Periodizität der Besselfunktion erfüllen mehrere Werte  $\beta_{k,n}$  diese Bedingungen, weshalb auch mehrere Faktoren  $C_{1k,n} \dots C_{4k,n}$  zur Erfüllung von Gleichung 22 herangezogen werden können. Setzt man diese möglichen Lösungen in Gleichung 21 ein, erhält man die jeweiligen Eigenmoden, wobei physikalisch der Index  $n$  die radialen sowie der Index  $k$  die diametralen Schwingungsknoten der Kreisscheibe repräsentiert (siehe Abschnitt 5.1.3).

Zur Modellierung und Visualisierung von Plattenschwingungen kommen heute – vor allem bei komplexeren Geometrien – FE-Methoden zum Einsatz. Praktische Beispiele sind die Abbildung kritischer Eigenformen von Bremsscheiben sowie deren Geräuschemission bei reibungsinduzierter Schwingung (Buck 2008). Auch die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Kreissägewerkzeuge waren bereits mehrfach Gegenstand simulationsgestützter Resonanzanalysen: So wurde im Rahmen eines DFG-Vorhabens der Universität Stuttgart zur Bewertung der Stabilitätsgrenzen der Werkzeuge das mathematische Verfahren der Pfadverfolgung unter Berücksichtigung der Werkzeugdrehzahl in ein numerisches Modell integriert. Ziel war es, ein stabileres Schwingverhalten von Kreissägeblättern in kritischen Eigenfrequenzbereichen vorherzusagen (Heisel et al. 2015). Daneben konnte der Einfluss des Spannungswalzens bzw. Ringwalzens durch Birenbaum mit Hilfe nicht physikalischer Hilfsgrößen (Ersatztemperatur) numerisch abgebildet werden (Birenbaum 2013) (Heisel et al. 2013).

Experimentell können Plattenschwingungen bei zugänglicher Oberfläche durch das Bestreuen derselben mit Sand oder Staub visualisiert werden. Bei Anregung einer entsprechenden Eigenfrequenz durch einen Shaker oder Aktor sammeln sich die losen Partikel in den ausgebildeten Schwingungsknoten an. Die damit sichtbaren Knotenlinien der Eigenform werden in Anlehnung an die Experimente von Ernst Chladni auch

Chladnische Klangfiguren genannt. Abbildung 12 oben zeigt einige diese Klangformen beispielhaft anhand eines Paukenfells, welches durch einen Lautsprecher in Schwingung versetzt wurde (Fleischer 2005, S. 19–21). Abbildung 12 unten zeigt dagegen akustisch relevante Eigenformen einer Bremsscheibe mitsamt Bremsscheibenflansch nach dem Verfahren der experimentellen Modalanalyse (VDA-Richtlinie 301).



**Abbildung 12: Visualisierung Chladnischer Klangformen am Paukenfell (oben) sowie an einer Bremsscheibe (unten) (Fleischer 2005; VDA-Richtlinie 301)**

### 2.1.5 Dauerfestigkeit und Wärmebildung

Mechanische, hochfrequente Wechschwingungen gehen mit einer mechanischen Belastung der beschallten Struktur einher. Trotz kleiner Schwingungsamplituden von zumeist nur wenigen Mikrometern werden durch hohe Schwingfrequenzen in kürzester Zeit große Lastwechselzahlen erreicht. Dieser Effekt kann auch aktiv genutzt werden. So können zur beschleunigten Ermittlung von (V)HCF-Dauerfestigkeitskennwerte Materialproben auch gezielt mit Ultraschallschwingen überlagert werden (Müller et al. 2013). Dazu wurde am Institut für Physik und Materialwissenschaft (IPM) der Universität für Bodenkultur Wien von der Arbeitsgruppe um Prof. Mayer ein Ultraschallermüdungsprüfstand entwickelt. Entscheidend hierbei ist die schwingungsgerechte Gestaltung der eingesetzten Probengeometrie sowie die Vermeidung von Wärmespitzen durch die auftretende innere Reibung. Letzteres wird durch kurze, pulsartige Ultraschallaktivierung erreicht. (Müller-Bollenhagen 2011, S. 60 f.) (Kovacs 2014, S. 35 ff.)

Für die im Rahmen dieser Arbeit behandelten Kreissägewerkzeuge sind die oben beschriebenen Effekte kritisch zu bewerten. Wird eine 20-kHz-Wechselschwingung im Bohrungsbereich des Sägewerkzeugs orthogonal zur Arbeitsebene eingeleitet, sind bereits nach 60 Sekunden 1,2 Millionen Lastwechsel zu verzeichnen. Dabei muss von einer Biegeschwingung des Werkzeuggrundkörpers ausgegangen werden. Zur Bewertung der Werkzeugfestigkeit müssen also die Biegewechselfestigkeitskennwerte herangezogen werden. Diese sind für den Stammbblattwerkstoff 75Cr1 je nach Wärmebehandlung deutlich unter der Biegefestigkeit einer statischen Beanspruchung zu veranschlagen. Letztere beträgt für die 0,1 mm Biegegrenze bei 75Cr1 in Abhängigkeit von der Anlasszeit zwischen 1700 und 2300 N/mm<sup>2</sup> (Huber et al. 1979, S. 77). In der Literatur existieren keine exakten Werkstoffkennwerte für die Biegewechselfestigkeit des 75Cr1, jedoch werden für vergleichbare Stahlsorten vom Typ 45Cr1, 38Cr4 sowie 42Cr4 Biegewechselfestigkeiten von 440 – 490 N/mm<sup>2</sup> angegeben (Wittel et al. 2009, S. 3). Zusätzlich finden sich über das Sägewerkzeug verteilt geometrische Störkonturen in Bezug auf eine gleichmäßige Schallausbreitung. So stellen die Verzahnung im Randbereich sowie eingebrachte Dämpfungsschlitze und Kupferniete Hindernisse für eine symmetrische Schallausbreitung dar. Daneben müssen bei hartmetallbestückten Sägewerkzeugen die Lötverbindungen zwischen Stammbblatt und Schneide als zusätzliche Schwachstelle gewertet werden. Werden infolge der Wechselschwingung die oben genannten Festigkeitskennwerte überschritten, führt dies zunächst zu lokaler Erwärmung, im weiteren Verlauf zu Rissbildung und -ausbreitung sowie letztendlich zum Bruch des Werkzeugs. In Voruntersuchungen des Fraunhofer IPA konnte dies für den Fall einer ungleichmäßigen Schwingungseinleitung am Werkzeug beobachtet werden, bedingt durch die konstruktive Gestaltung des Werkzeugflanschs (siehe Abbildung 13).

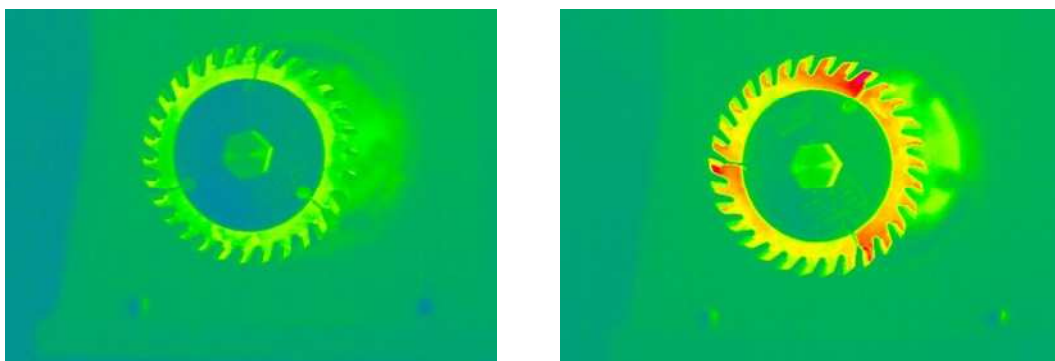


Abbildung 13: Lokale Erwärmung eines Sägewerkzeugs bei einer Ultraschallanregung von 20 kHz und asymmetrischer Schwingungseinkopplung (Blucha 2014)

Der Aufnahmebereich des Werkzeugs aus Abbildung 13 wurde entgegen konventioneller Aufnahmebohrungen nicht kreisförmig gestaltet, sondern zur Drehmomentsicherung mit einer Polygon-Geometrie versehen. Die daraus resultierende ungleichmäßige Schwingungseinleitung im Zentrum des Kreissägewerkzeugs führte zur lokalen Überbelastung von Verzahnungsgruppen. Diese asymmetrische Belastung lässt sich in Thermografie-Aufnahmen über Zeiträume von fünf Minuten gut beobachten. Im Ergebnis führte dies über längere Zeiträume zum Ablösen einzelner Hartmetallzähne durch das Versagen der Lötverbindungen sowie zum Bruch ganzer Zahnträger (Blucha 2014, S. 83).

Ähnlich schadensanfällig sind Dehnungs- und Dämpfungsschlitze mit typischerweise engen Krümmungsradien. Dehnungsschlitze werden im äußeren Drittel des Grundkörpers platziert, um wärmeinduzierte Verformungen des Grundkörpers zu vermeiden, während Dämpfungsschlitze das Aufschwingen des Werkzeugs in Resonanz (Flattern) verhindern sollen (Pahlitzsch et al. 1966) (Pahlitzsch et al. 1967). Unter dem Einfluss einer 20 kHz Wechschwingung kann ein lokal begrenzter destruktiver Effekt in Form von Ausbrüchen im innenliegenden Teil dieser Schlitzgeometrie beobachtet werden (siehe Abbildung 14, links) (Raab 2015, S. 68). Zudem wird deutlich, dass ungleiche Materialpaarungen zwischen den Komponenten der Schwingungskette zu Abnutzungen und Langzeitschäden führen. So können Aluminium-Sonotroden aufgrund der zu Stahl und Titan ähnlichen Schallausbreitungsgeschwindigkeit zwar grundsätzlich in Schwingungsketten integriert werden, im Falle der Ankopplung des Sägewerkzeugs aus 75Cr1 erwies sich die Materialpaarung jedoch als ungünstig. So lassen sich nach wenigen Zyklen aktiver Ultraschallbeaufschlagung bereits reibungsbedingte Verrußungen an den Kontaktstellen der Aluminium-Aufnahme finden (Abbildung 14, rechts). Aus diesem Grund wurden die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten schallleitenden Komponenten, wie Booster, Sonotrode und Arretierungsschraube aus Titan gefertigt (Raab 2015, S. 80).

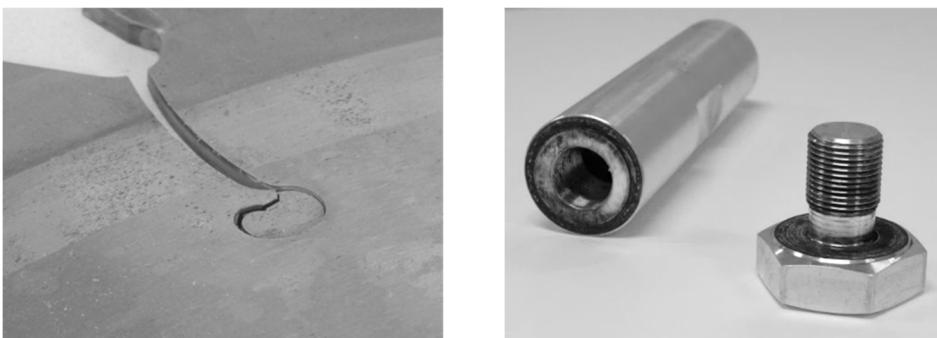


Abbildung 14: Schädigungsmechanismen durch Ultraschallschwingungen (Raab 2015)

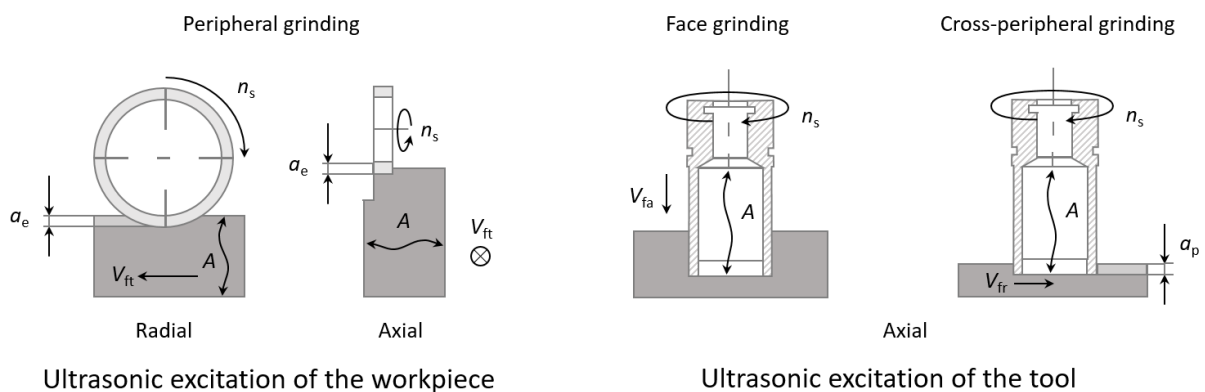


## 2.2 Ultraschallunterstützte Zerspanprozesse

Spanende Fertigungsverfahren werden nach (DIN 8589-0) in Verfahren mit geometrisch unbestimmter Schneide (Schleifen, Honen, Läppen) und Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide (Drehen, Bohren, Senken, Reiben, Fräsen, Hobeln, Stoßen, Räumen, Sägen, Feilen, Raspeln, Schaben, Meißeln) unterteilt. Die nachfolgenden Kapitel zeigen den Entwicklungsstand bekannter ultraschallüberlagerter Prozessvarianten sowie die Einflüsse der Ultraschallschwingung auf Leistung, Qualität und Spanbildung (Kraftreduzierung, Oberflächenmodifikation, Verschleißverhalten). Neben den bearbeiteten Werkstoffen steht die Kategorisierung nach Ultraschallschwingrichtung in Abhängigkeit von der Schnitt- und Vorschubrichtung im Fokus.

### 2.2.1 Zerspanprozesse mit geometrisch unbestimmter Schneide

Die Mehrzahl wissenschaftlicher Veröffentlichungen im Bereich der ultraschallüberlagerten Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide behandeln Schleifprozesse sprödharter Materialien. Abbildung 15 zeigt wesentliche Prozessvarianten, nach (Uhlmann et al. 1998), wobei grundsätzlich zwischen Ultraschallanregung des Werkzeugs sowie des Werkstücks unterschieden wird.



**Abbildung 15: Ultraschall-Schleifverfahren: Längsumfangsschleifen (links) sowie Querseiten- und Querumfangsschleifen (rechts) nach (Uhlmann et al. 1998)**

Daneben existieren Sonderverfahren wie das Hochfrequenzhonen, das Ultraschallschwingläppen und das Superfinishing. Die wichtigsten Erkenntnisse zu den jeweiligen Verfahren sind in den nachfolgenden Abschnitten zusammengefasst.

#### Ultraschallunterstütztes Querseiten- bzw. Querumfangsschleifen:

In (Klocke et al. 2004) wurden Untersuchungen zum Querseiten- sowie Querumfangsschleifen bei Frequenzen von 20 kHz durchgeführt. Vor allem beim sprödesten Werkstoff

der Testreihe, dem Floatglas, konnte eine Reduzierung der mittleren bezogenen Axialkräfte von 50 % beim Querumfangsschleifen (vorschubnormale Wirkrichtung) festgestellt werden. Beim Querseitenschleifen (Ultraschall in Vorschubrichtung) wurde eine Erhöhung des Zeitspannungsvolumens um 236 % im Bereich der konventionellen Prozessgrenze von 200 N erreicht. (Klocke et al. 2006) führt diese Untersuchungen beim Querumfangsschleifen von  $\text{Si}_3\text{N}_4$  fort. An einer Gildemeister DMS 50 Ultrasonic konnte bei Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 4,4$  m/s und Ultraschallamplituden von  $15 \mu\text{m}$  die Passivkraft im Prozess um 80 % reduziert sowie eine Verdopplung des normierten Zeitspannungsvolumens erreicht werden.

(Brecher et al. 2005) schlussfolgerten im Rahmen des Verbundprojekts SuperSonic, dass eine zusätzliche axiale Kinematik des Werkzeugs beim Drehseitenquerschleifen von Glas zu einer Steigerung des flächenbezogenen Zeitspannungsvolumens von bis zu 90 % führt. Der konventionellen Rotationsbewegung des Werkzeugs wurde axial eine Ultraschallschwingung mit Frequenzen von 20 – 25 kHz aufgezwungen. In (Schug et al. 2007) werden detaillierte Prozessparameter angegeben, mit Ultraschallamplituden bis zu  $12 \mu\text{m}$ , Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 14,8$  m/s, Eingriffsbreiten von  $a_p = 0,15$  mm und Vorschubgeschwindigkeiten bis  $v_f = 4$  mm/min. Auslegung und Optimierung der sphärischen Schleifwerkzeuge bezüglich der angestrebten longitudinalen Eigenformen erfolgten FE-gestützt (Brecher et al. 2010).

(Denkena et al. 2004) untersuchten Möglichkeiten zur Minimierung des Einflusses des Schleifwerkzeugs auf die Topographie beim Längsumfangsplanschleifen durch eine werkstückseitige Ultraschallüberlagerung in vorschubnormale Wirkrichtung. Die Oszillation erfolgte in der Ebene der Werkstückoberfläche bei Amplituden von 8 – 10  $\mu\text{m}$  und einer Frequenz von 22 kHz. Im Zentrum der Betrachtung stand die Veränderung der Werkstücktopographie. Dies äußerte sich durch charakteristische, gerade Schleifspuren parallel zur Vorschubrichtung. Das  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Werkstück wurde bei Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 30$  m/s, Schnitttiefen von  $a_p = 0,1 \mu\text{m}$  und Vorschubgeschwindigkeiten bis  $v_f = 300$  mm/min bearbeitet. Die Ultraschallüberlagerung des Prozesses führte zu einer signifikanten Verbesserung der Oberflächenqualität um den Faktor drei bis vier bei beiden betrachteten Oberflächenkenngrößen, dem Mittenrauwert  $Ra$  sowie der Rautiefe  $Rz$ .

(Denkena et al. 2007) erweiterte die Untersuchungen im Hinblick auf die Erreichung minimaler Bauteildicken für Mikrobauteile durch möglichst niedrige Prozesskräfte. Dazu wurden Nutversuche mit einem Schleifstift an Wafern aus Silizium- und Aluminiumnitrid durchgeführt (Längsseitenplanschleifen). Bei Nuttiefen zwischen 200 – 400  $\mu\text{m}$  wurde schrittweise die Stegbreite zwischen den Nuten reduziert. Positive Effekte in Form minimal herstellbarer Bauteildicken ließen sich vor allem tangential zur Ultraschallschwingrichtung erreichen. Normal zur Ultraschallschwingrichtung waren kaum Unterschiede erkennbar. Der Einfluss der Ultraschallüberlagerung auf die Prozesskraft wurde bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 1,88 \text{ m/s}$ , einem Zustellbetrag von  $a_e = 200 \mu\text{m}$  und Vorschubgeschwindigkeiten von  $v_f = 2,5 \text{ mm/min}$  bei Ölkühlschmierung ermittelt. Die Amplitude des Ultraschalls lag bei 10  $\mu\text{m}$  bei einer Frequenz von 21,5 kHz. Der maximale Betrag der dynamischen Kraft war während der Ultraschallüberlagerung größer, wohingegen der errechnete effektive Kraftwert über einer Millisekunde aufgrund der Zeitanteile ohne Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück 20 % geringer ausfällt.

(Uhlmann et al. 2010) untersuchte den Einfluss von Kühlschmierstoffen beim ultraschallgestützten Stirnschleifen (Querseitenschleifen) der Hochleistungskeramiken  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und SiC. Die Überlagerungsrichtung erfolgte hierbei axial in Vorschubrichtung, woraus der Autor einen wiederkehrenden Kontaktabbruch zwischen Werkzeug und Werkstück als Grundbedingung ableitet. Dieser Kontaktabbruch unterstützt die Kühlschmiermittelzufuhr, führt aber auch zu einer Begrenzung der maximal möglichen axialen Vorschubgeschwindigkeit und Spanungsdicke im Prozess. Die Schnittgeschwindigkeit in den Versuchen lag bei  $v_c = 1,56 \text{ m/s}$ , die Vorschubgeschwindigkeiten bei  $v_f = 2 \text{ mm/min}$  bei Ultraschallamplituden von 2  $\mu\text{m}$ .

(Tawakoli et al. 2009) untersuchte das Umfangschleifen von 42CrMo4 ohne die konventionell übliche Verwendung zusätzlicher Kühlschmiermittel. Im Gegenzug wurde zur Reduzierung der Kontaktreibung bzw. der Prozesskräfte dem Werkstück eine Ultraschallschwingung von 21 kHz bei Amplituden von 20  $\mu\text{m}$  (*peak-to-peak*) überlagert. Die longitudinale Schwingrichtung des Werkstücks erfolgte quer zur Schnittbewegung und Vorschubrichtung (*cross-feed-direction*). Für Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 60 \text{ m/s}$ , Schnitttiefen  $a_e = 10 - 30 \mu\text{m}$  und Vorschubgeschwindigkeiten  $v_f = 1000 - 2000 \text{ mm/min}$  konnte bei aktivem Ultraschall eine Eliminierung des auftretenden Schleifbrandes sowie eine Reduzierung der Normalkraft von bis zu 60 %

festgestellt werden. Letztere zeigte eine negative Abhängigkeit von der Schnitttiefe sowie eine positive Abhängigkeit von der Höhe der Ultraschallamplitude. Zudem konnte eine Verbesserung der gemittelten Rautiefe  $Rz$  bei den ultraschallbearbeiteten Werkstücken festgestellt werden.

In (Bhaduri et al. 2013) wurde das Umfangschleifen von Inconel 718 bei langsamer Vorschubgeschwindigkeit und hoher Schnitttiefe  $a_e = 0,1 - 1,0$  mm erprobt (*creep-feed grinding*). Das Werkstück wurde parallel zur Vorschubrichtung bei Frequenzen von 20,5 kHz und Amplituden von bis zu 8  $\mu\text{m}$  mit Ultraschall überlagert. Durch die Ultraschalleinwirkung werden die Prozesskräfte in vertikale (28 %) und horizontale Richtung (37 %) reduziert, jedoch bei stärkerem Verschleiß der Schleifscheibe. Höhere Schwingungsamplituden resultierten in kleineren Prozesskräften, führten aber zur Zunahme der Oberflächenrauigkeit. Die Schnittgeschwindigkeit sowie die Vorschubgeschwindigkeit der Testreihen lag bei  $v_c = 30$  m/s bzw.  $v_f = 600$  mm/min.

#### Hochfrequenzhonen – Schwingläppen – Superfinishing

(Flores et al. 1992, S. 300 ff.) fasst Experimente zum Dornhonen mit zusätzlicher axialer Ultraschallschwingung des Werkzeugs (Hochfrequenzhonen) bei gehärtetem Stahl zusammen. Je nach momentaner Oszillationsrichtung liegen im Wechsel negative oder positive Geschwindigkeitsanteile in Vorschubrichtung vor. Die zusätzliche Kinematik führte zu hohen Bohrungsqualitäten bei Rautiefen  $Rz$  von 1,5  $\mu\text{m}$  bzw. Mittenrauwerten  $Ra$  von 0,19  $\mu\text{m}$ . Als Ultraschallparameter wurden Schwingfrequenzen von 20 - 25 kHz und Schwingungsamplituden von 5 – 15  $\mu\text{m}$  erprobt. Die Schnittgeschwindigkeit in Umfangsrichtung lag zwischen 70 – 150 m/min, die Vorschubgeschwindigkeit bei 1,5 m/min. Im Ergebnis nahm das während des Honens gemessene Drehmoment mit steigender Ultraschallamplitude ab. Als Einsatzmöglichkeiten wird die Bearbeitung von Steuerhülsen, Zahnrädern und Einspritzpumpenbauteilen genannt. (Kappmeyer 1999) ergänzte in seiner Dissertation diese Betrachtungen um ein FE-Modell zur Berechnung geeigneter  $\lambda/2$ -Schwingsysteme mit longitudinaler Schwingfrequenz sowie um ein Prozessmodell zur resultierenden Ultraschallkinematik.

(König 1993) untersucht das Ultraschallschwingläppen für die Bearbeitung von CFK als Alternative zum Fräsen und Bohren. Der Vorteil des Verfahrens besteht darin, nahezu beliebige Formen in den Werkstoff einsenken zu können, ohne dass es zu Ausbrüchen oder Kantenbeschädigungen kommt. Die Ultraschallschwingung findet parallel zur

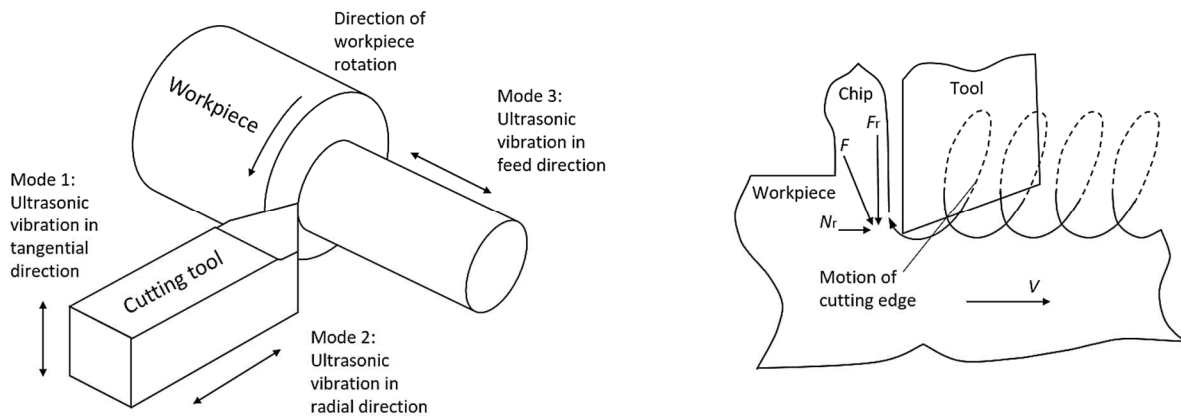
Senkbewegung des Werkzeugs statt. Das Verfahren eignet sich zur Herstellung komplexer dreidimensionaler Strukturen, wie z.B. Verzahnungen, besonders in technischen Keramiken wie  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (FZ Jülich 2020; TU Clausthal 2020).

Das ultraschallunterstützte Superfinishing erlaubt es, die Nachteile des konventionellen Superfinishing-Prozesses, allem voran den geringen Materialabtrag, zu reduzieren (Brecher et al. 2011). Es werden vor allem rotationssymmetrische gehärtete Bauteile bei Drehzahlen bis  $1500 \text{ min}^{-1}$  mit einem radial angepressten Werkzeug endbearbeitet (Oberflächenveredelung). Der niederfrequenten axialen Schwingbewegung des Werkzeugs (hier: Schleifstein oder -band) wird eine zusätzliche radiale Schwingbewegung hoher Frequenz (19,5 – 21 kHz) bei Amplituden zwischen 12 – 25  $\mu\text{m}$  überlagert. Die Ultraschallschwingung erfolgt also in vorschubnormale Wirkrichtung, sodass es durch das wiederholte Ablösen zwischen Werkzeug und Werkstück zu einer besseren Kühlschmiermittelzufuhr bei gleichzeitig höheren Abtragsraten kommt (Hannig 2014, S. 111 ff.).

### 2.2.2 Ultraschallüberlagertes Drehen

Das Drehen unter Ultraschallüberlagerung des Werkzeugs ist eines der ältesten Hybridverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide. Grundlegende Untersuchungen zur Modifikation der Prozesskräfte beim Außenlängsdrehen reichen bis in die 1960er Jahre zurück (Skelton 1969). Neuere Untersuchungen unterscheiden sich neben den Zielanwendungen der Werkstoffe (gehärtete Metalle, Keramiken, Gläser) vor allem bezüglich der Überlagerungsrichtung(en) des Werkzeugs.

Abbildung 16 links zeigt dazu die grundsätzlichen Verfahrensvarianten je nach Überlagerungsrichtungen (Mode) des Drehmeißels. In Abhängigkeit von der eingesetzten Aktorik ist beim Längsdrehen eine tangentiale (Mode 1), eine radiale (Mode 2), oder eine parallel zur Vorschubrichtung wirkende Überlagerungsrichtung (Mode 3) möglich (Gallego-Juarez et al. 2015, S. 452). Durch die Kombination der Moden 1 und 2 bzw. der Moden 1 und 3 ergibt sich eine zweidimensionale Überlagerungsform. Letztere wird als *elliptical cutting* bezeichnet und ist schematisch in Abbildung 16 rechts dargestellt (Ma et al. 2004).



**Abbildung 16: Eindimensionale (links) sowie elliptische Schwingung des Werkzeugs (rechts) beim Ultraschall-Drehen nach (Ma et al. 2004; Gallego-Juarez et al. 2015)**

(Rübenach 2001, S. 133–135) beschäftigt sich mit der eindimensionalen Ultrapräzisionsbearbeitung, vor allem zur Gestaltung komplexerer Konturen im Mikrometerbereich bei Stahl sowie optischen Gläsern. Die Arbeitsfrequenz des Ultraschalls lag bei 40 kHz bei Amplituden von 1 – 5  $\mu\text{m}$ . Als kritische Randbedingung für den US-Prozess wurden die wirkenden Schnittkräfte an der Schneide identifiziert. Der Spanungsquerschnitt sowie im Speziellen die Spannungsbreite werden als Haupteinflüsse kritischer minimaler und maximaler Prozessparameter genannt. Darüber hinaus wird für einen diskontinuierlichen Werkzeugkontakt vorausgesetzt, dass die Ultraschallschwinggeschwindigkeit die Schnittgeschwindigkeit überschreiten muss. Daneben wurde der Einsatz von Kühlschmiermitteln unter Ultraschallüberlagerung erprobt, wobei sich eine Verschleißreduktion durch hochviskose Kühlschmiermittel feststellen ließ. Bei der Bearbeitung geschliffener Bauteile erwies sich der Einsatz negativer Spanwinkel als vorteilhaft, da auch bei sprödem Material (Glas) ein duktiler Spanabtrag erreicht werden konnte. Als kritischer Aspekt im Hinblick auf eine breite industrielle Anwendung wurden die geringen erreichbaren Zeitspanvolumina genannt. Als Ausblick bleibt die Entwicklung kommerziell nutzbarer Aktorsysteme mit integriertem Regelungskreislauf und einem erweiterten Prozessmonitoring.

(Klocke et al. 2008) demonstrierten, dass bei der ultraschallunterstützten Bearbeitung gehärteter Stähle (35 – 53 HRC) unter Einsatz monokristalliner Diamantwerkzeuge hohe Oberflächengüten mit  $Ra = 5 \text{ nm}$  herstellbar sind. Vor allem der Einsatz eines 60-kHz-Schwingungsgenerators erwies sich bei der Ergebnisstreuung bezogen auf die Oberflächengüte vorteilhaft gegenüber der ebenfalls erprobten 40-kHz-Generatoren. Für das Einsatzgebiet der Ultrahochpräzisionszerspanung lag der Vorschub zwischen

1 – 20  $\mu\text{m}$ . Anhand der erreichbaren Oberflächenqualität wurde ein Vorschubbereich von 5 – 15  $\mu\text{m}$  für einen stabilen Einsatz ermittelt. Ursächlich für die untere Prozessgrenze ist der sogenannte *size effect*, Quetschvorgänge aufgrund der Unterschreitung minimaler Spannungsdicken, welche es zu vermeiden gilt. Die Wirkrichtung des Ultraschalls lag einachsig in Vorschubrichtung, so dass es zu einem wiederholten Lösen und Wiedereintreten zwischen Material und Schneide kam. Höhere Frequenzbereiche erwiesen sich für die Oberflächenqualität als vorteilhaft, da sie 30 % kleinere Schwingungsamplituden erlauben. Aus diesem Grund wurden weiterführende Untersuchungen mit einem 80-kHz-Schwingsystemen durchgeführt, um die Formgenauigkeit und Oberflächenqualität weiter zu erhöhen (Klocke et al. 2011). Ein daraus weiterentwickeltes 100-kHz-Schwingsystem zur Bearbeitung optischer Funktionsflächen wird heute durch die Firma Son-X kommerzialisiert und erreicht Mittenrauwerte  $R_a$  von 3 nm (Bulla et al. 2012; Son-X 2020).

(Conrath 2005) thematisierte in experimentellen Untersuchungen das Außenlängsdrehen mit Schwingungsüberlagerung parallel zur Vorschubrichtung. Als Versuchswerkstoff wurde C45 verwendet, die Schwingfrequenz lag bei 20 kHz. Die Prozesskräfte konnten erheblich reduziert werden, so lange Arbeitsbereiche niedriger Schnittgeschwindigkeiten mit  $v_c = 1 - 10$  m/min beibehalten wurden. Für die Schnittkraftreduzierung erwiesen sich zudem höhere Amplituden von 4  $\mu\text{m}$  gegenüber kleineren Amplituden von 2  $\mu\text{m}$  als vorteilhaft. In den Bereichen niedriger Schnittgeschwindigkeiten konnte die Schnittkraft  $F_c$  auf ein Fünftel der konventionellen Zerspanung reduziert werden. Für den Grad der Schnittkraftreduktion wurde eine maßgebliche Abhängigkeit zwischen Schnittgeschwindigkeit und Schwingschnelle festgestellt. Der Zusammenhang, dass mit steigender Schnittgeschwindigkeit die Prozesskraft wieder auf das Niveau der konventionellen Bearbeitung ansteigt, wurde bereits 1994 von Kim und Lee für das Ultraschalllängsdrehen nachgewiesen (Gallego-Juarez et al. 2015, S. 468). Bei einer Vielzahl metallischer Werkstoffe zeigt sich eine deutliche Differenz zwischen den maximal erreichbaren Schnittgeschwindigkeiten der Ultraschallanwendung sowie der kommerziellen Anwendung (Gallego-Juarez et al. 2015, S. 459). Diese Differenz beträgt derzeit circa 24 m/min für Stahl-, 8 m/min für Inconel- sowie 6 m/min für Titananwendungen. Als mögliche Erweiterung aktueller Prozessfenster werden höhere Ultraschallamplituden empfohlen.

(Moriwaki et al. 1995) analysierten die Verfahrensvariante des *elliptical cuttings* mit ellipsenförmiger Schwingungsrichtung des Werkzeugs (vgl. Abbildung 16, rechts). Dabei kamen Frequenzen von 20 kHz und ein Amplitudenverhältnis von 8  $\mu\text{m}$  zu 11  $\mu\text{m}$  zur Anwendung. Die mehrdimensionale Kinematik führte im Zerspanprozess zu einer Vergrößerung des Scherwinkels was eine modifizierte Spanbildung in den Versuchsreihen mit OFC (*oxygen-free copper*) zur Folge hatte. Als Grundbedingung für ein Ablösen zwischen Schneide und Werkstoff wird angegeben, dass die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  unterhalb der Schwinggeschwindigkeit des Ultraschalls liegen muss. In den Versuchen wird dies für  $v_c = 5 \text{ m/min}$  und  $a_p = 5 \mu\text{m}$  erreicht, wobei im Vergleich zur konventionellen Drehbearbeitung eine Reduktion der maximalen Schnittkraft von 98 % erreicht wurde. Daneben konnten die Formgenauigkeit der Drehteile erhöht und die Spandicke reduziert werden.

(Suzuki et al. 2003) führten Untersuchungen zum *elliptical cutting* an gehärtetem Stahl (SUS420J2 bei 42 HRC) durch. Zielanwendung war die Ultrapräzisionsbearbeitung bei einer Frequenz von 19,6 kHz und Amplituden zwischen 3-6  $\mu\text{m}$ . Es konnten wesentliche Vorteile bei der erreichbaren Oberflächengüte im direkten Vergleich zur Bearbeitung ohne Ultraschall sowie zur Bearbeitung mit eindimensionaler Ultraschallüberlagerung festgestellt werden. Durch die modifizierte Wirkrichtung des Ultraschalls konnten nahezu spiegelglatte Oberflächen (*high quality mirror surface*) ohne Notwendigkeit der weiteren Nachbearbeitung hergestellt werden. Dies erfolgte bei Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 0,25 - 0,7 \text{ m/min}$ , einem Vorschub von  $f = 10 - 300 \mu\text{m}$  und Schnitttiefen  $a_p$  zwischen 1 – 5  $\mu\text{m}$ .

### 2.2.3 Ultraschallüberlagertes Fräsen

Neben der Drehbearbeitung konnte der Sprung in die industrielle Anwendung im Bereich der ultraschallunterstützten Fräsbearbeitung erreicht werden. So vertreibt DMG Mori heute eine Reihe von Bearbeitungszentren mit integrierter Ultraschallbearbeitungsspindel. Die Maschinenbaureihen reichen von einfachen 3-Achs-Bearbeitungsmaschinen bis hin zu Portalsystemen in Gantry-Bauweise bei Ultraschallfrequenzen zwischen 15 – 55 kHz und maximalen Amplituden von 10  $\mu\text{m}$ . Grundgedanke der Entwicklung ist, dass zuerst eine konventionelle Fräsbearbeitung für die Erarbeitung der Werkstückgrobkontur genutzt wird und danach die Ultraschallzerspannung für die Feinbearbeitung bzw. das Finish der Oberflächen verwendet wird. Voraussetzung für die Integration der Ultraschalltechnologie



im Rahmen konventioneller Bearbeitungszentren war eine kabellose Energieübertragung innerhalb eines kompakten Schwingkopfs mit HSK-Schnittstelle. Der Schwingkopf dient gleichzeitig als Fixierung des Fräs- oder Schleifwerkzeugs. Zielanwendungen sind Produktnischen im Bereich der Medizintechnik, dem Formenbau sowie der Feinwerkmechanik mit hohen Anforderungen an Oberflächenqualität und Präzision (Feucht et al. 2014; DMG 2020).

Forschungsseitig wurden mehrere Formen der Überlagerungsrichtung untersucht. So kommen axiale und torsionale Schwingssysteme zum Einsatz, welche je nach Bearbeitungsart (Umfangs- oder Stirnfräsen) und Schnitttrichtung zu unterschiedlichen Trajektorien führen. Abbildung 17 zeigt hierzu einen Überblick (Rinck et al. 2020).

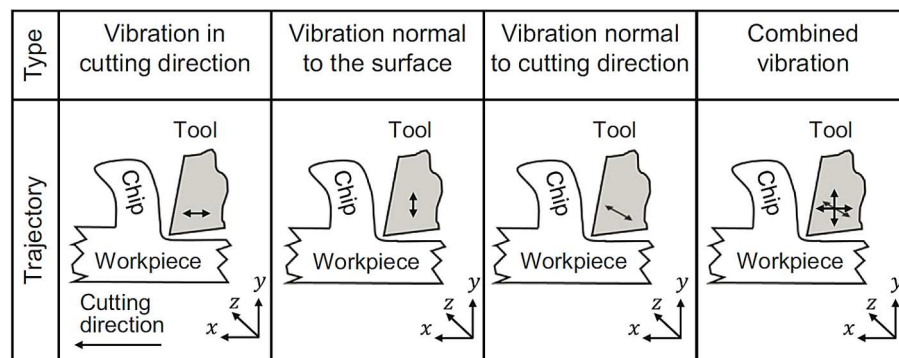


Abbildung 17: Formen der ultraschallunterstützten Fräsbearbeitung (Rinck et al. 2020)

Das Institut für Werkzeugmaschinen (IfW) der Universität Stuttgart beschäftigte sich beispielsweise mit dem Ultraschallfräsen von Formnuten. Bei der ultraschallunterstützten Zerspanung von 42CrMo4 konnte sowohl eine Kraftreduktion als auch eine Modifikation der Werkstückoberfläche nachgewiesen werden. An der Flanke und im Grund der Nut konnte zudem die Oberflächenrauigkeit reduziert werden. Die longitudinale Schwingungsamplitude wurde im Bereich 0 – 4  $\mu\text{m}$  (einfache Amplitude) bei einer Frequenz von 20,2 kHz variiert. Als Werkzeug kam ein Vollhartmetall-Fräser mit drei Schneiden und einem Durchmesser von 15 mm zum Einsatz. Bei Deaktivierung der Ultraschallschwingung im Prozess kam es zu einem sprunghaften Anstieg der Passivkraft (ca. 30 %). Die Reduktion der Passivkraft nahm mit steigender Ultraschallamplitude zu, in Vorschubrichtung war dagegen keine signifikante Kraftreduktion messbar. (Heisel et al. 2014)

(Uhlmann et al. 2017b) befassten sich mit der Ultraschall-Fräsbearbeitung von CFK und GFK. Ziel war die Qualitätssteigerung bei der CNC-Bearbeitung von Verbundstrukturen im Automobilbau. Dazu wurde eine Ultraschallspindel als Endeffektor eines Bearbeitungsroboters umgesetzt, um damit Umfangsfräsprozesse im Hinblick auf die erreichbare Schnittqualität zu bewerten. Das Hartmetall-Werkzeug wurde mit einer Amplitude von  $10\ \mu\text{m}$  (*peak-to-peak*) longitudinal angeregt. Während des Eingriffs wurden Vorschubkraft, Vorschubnormalkraft sowie Passivkraft erfasst. Ein Einfluss der Ultraschallschwingung auf die Bearbeitungsqualität war an beiden bearbeiteten CFK- und GFK-Komponenten nicht erkennbar. Eine geringfügige Reduzierung der Passivkraft in der Größenordnung von 10 % konnte im Versuch mit thermoplastischen GFK festgestellt werden. Zeitgleich kam es dort zu einem Anstieg der Vorschubnormalkraft. Vergleichbare Effekte konnten bei der CFK-Bearbeitung beobachtet werden. Als möglicher Erklärungsansatz für eine ausbleibende Schnittkraftreduzierung wurden die verwendeten Prozessparameter genannt, welche in den Versuchen einheitlich gewählt wurden ( $v_c = 503\ \text{m/min}$ ,  $v_f = 2000\ \text{mm/min}$ ). Uhlmann stellte deshalb weitere Untersuchungen an, in denen Vorschubgeschwindigkeit und Vorschubrichtung variiert wurden (Uhlmann et al. 2017a). Dazu wurde die Schnittgeschwindigkeit bei der Bearbeitung eines CFK-GFK-Verbundwerkstoffs zwischen  $37\ \text{m/min}$  und  $370\ \text{m/min}$  variiert. Die Betrachtung der Prozesskräfte ergab jedoch erneut keine alleinige Reduzierung einzelner Prozesskraftkomponenten, sondern führte zu einer Verschiebung zwischen den Prozesskraftkomponenten. So reduzierte sich die Passivkraft auf Kosten eines Anstiegs der Vorschubkraft um bis zu 200 %. Parallel dazu konnte im Gleichlauf eine erhebliche Reduzierung der Delamination durch die Ultraschallüberlagerung festgestellt werden, was eine Verbesserung im direkten Vergleich zum konventionellen Fräsen im Gleichlauf darstellt. Dahingegen ergab sich im Gegenlauf eine Erhöhung der Delamination durch die Ultraschallüberlagerung. Weiterhin war für beide Vorschubgeschwindigkeiten während der Ultraschallüberlagerung eine erhebliche Reduzierung der Staubkonzentration von bis zu 80 % messbar.

(Reif et al. 2020) und (Rinck et al. 2020) verwendeten anstelle einer linear-axialen Schwingform des Fräswerkzeugs eine torsionale Schwingrichtung. Diese wird durch eine Schwingungstransformation erreicht, welche durch das Einbringen gedrahter Nuten in der Sonotrode herbeigeführt wurde (Harkness et al. 2012). Ziel war die Maximierung der torsionalen Schwingungsamplitude am Werkzeug durch die Optimierung des Drallwinkels

und der Tiefe der eingebrachten Nuten. Das umgesetzte Schwingssystem wurde danach hinsichtlich des Zerspanverhaltens an schwer zerspanbaren, verschleißintensiven Titanlegierungen wie Ti-6Al-4V erprobt. Der verwendete Schaftfräser war mit einem Spanwinkel von  $14^\circ$ , einem Drallwinkel von  $45^\circ$  und einem Durchmesser von 8 mm versehen. Beim ultraschallunterstützten Umfangsfräsen mit einer Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  von 30 m/min, Zahnvorschub  $f_z$  von 0,05 mm, Schnitttiefe  $a_p$  von 5 mm und Schnittbreite  $a_e$  von 0,3 mm war eine deutliche Reduktion der mittleren Zerspankraftkomponenten von bis zu 57 % zu beobachten. Diese wird auf eine Reibungsreduktion zwischen Spanfläche und abfließendem Span zurückgeführt. Die Reduktion der mittleren Zerspankraft entwickelte sich proportional zur Amplitude und Frequenz der Ultraschallschwingung. Bei höherer Frequenz und Amplitude konnten geringere Zerspankräfte beobachtet werden. Daneben verbesserte sich der erreichbare Mittenrauwert  $Ra$  an der Umfangsfläche im Vergleich zur konventionellen Bearbeitung von  $0,9 \mu\text{m}$  auf  $0,75 \mu\text{m}$ .

Ein vergleichbarer Ansatz zum Einbringen von Torsionsschwingern in der Fräsbearbeitung wurde in (Stoll et al. 2017) beschrieben. Hier erfolgt keine Richtungstransformation der emittierten Axialschwingung an der Sonotrode, sondern der Aktor selbst ist als Torsionsschwinger ausgelegt. Voraussetzung hierfür war die Entwicklung neuer Polarisierungsprozesse für die PZT-Keramiken des Aktors (Einhellinger-Müller 2018) sowie eine simulationsgestützte Auslegung des Torsionsschwingers für Schwingungswinkel von  $0,5 - 0,8 \text{ mrad}$  (Mäder 2018). Amplitudenmessungen an den Schneiden eines PKD-Fräasers ergaben bei Ultraschallfrequenzen von 24 kHz torsionale Amplituden von  $9,5 \mu\text{m}$  (Rüger 2018).

In (Uhlmann et al. 2014b) wird für Mikrofräsprozesse kleiner Bauteile ein alternativer Ansatz zur werkstückseitigen Überlagerung des Bearbeitungsprozesses vorgestellt. Die Ultraschallschwingung wird über den Werkzeughalter in das Werkstück eingeleitet. Dazu wurde ein Zwei-Achs-Schwingssystem bei niedriger Arbeitsfrequenz von 4 kHz und Amplituden von  $7,5 \mu\text{m}$  in beide Schwingrichtungen verwendet. Einen ähnlichen Ansatz für 20 kHz Schwingfrequenzen zeigen (Tawakoli et al. 2010), welche eine multiresonante Blocksonotrode zur Überlagerung variabler Werkstückgeometrien erprobten. Beide Systeme verlagern die notwendige Aktorik aus dem Werkzeugbereich (Spindel) in den Bereich der Werkstückeinspannung bzw. -fixierung. Dies erlaubt zwar eine größere

Flexibilität bei wechselnden Werkzeugen, stellt aber im Gegenzug höhere Anforderungen an die schwingungsgerechte Auslegung der Fixierung. Die Schwingung muss verlustfrei in das Werkstück übertragen werden, woraus wiederum Einschränkungen für verwendbare Werkstückgrößen sowie die Werkstoffe selbst folgen.

#### 2.2.4 Ultraschallüberlagertes Bohren

In (Heisel et al. 2003) wird die Spanformbeeinflussung durch die niederfrequente Schwingungseinleitung beim Tiefbohren nach dem Einlippenverfahren betrachtet. Ziel des Verfahrens ist die Erzeugung tiefer dünner Bohrkanäle für Common-Rail-Einspritzsysteme. Als besonders problematisch gilt in diesem Zusammenhang die Bildung langer Späne, welche im tiefen Bohrkanal nur schwer abtransportiert werden können und oftmals zu Beschädigungen an Werkzeug und Bohrung führen (Spanklemmen). Diese Einschränkung stellt die Prozessgrenze maximal erreichbarer Vorschubgeschwindigkeiten dar. Durch eine axiale Schwingungsüberlagerung in Vorschubrichtung mit 26  $\mu\text{m}$  Translatorhub konnte die Spanungsdicke aktiv periodisch verändert werden. Der Fall  $h = 0$  wird gezielt provoziert, was zu einer aktiven Verursachung des Spanbruchs und damit zur Bildung kürzerer Späne führte. Der Mittelwert der Vorschubgeschwindigkeit bleibt währenddessen konstant. Bei Versuchen in St37 mit Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  von 50 – 125 m/min, Vorschubgeschwindigkeiten  $v_f$  von 50 – 125 mm/min und Transatorfrequenzen von 0 – 70 Hz, konnte die Bildung verkürzter Späne infolge vermehrten Spanbruchs nachgewiesen werden. Zeitgleich stieg die Zerspankraft in Vorschubrichtung durch die zusätzliche niederfrequente Hubbewegung um circa 20 % an. (Heisel et al. 2006) führten diese Untersuchungen für höhere Schwingfrequenzen bis 1 kHz in schwer zerspanbarem Material X17CrNi16-2 fort. Die Erzeugung kurzer Späne konnte bestätigt werden, zudem verbesserte sich der Mittenrauwert  $Ra$  der Bohrungsoberflächen mit steigender Frequenz bis 1,51  $\mu\text{m}$ . In (Potthast et al. 2008) wurden die Schwingfrequenzen auf den Ultraschallbereich ausgeweitet und hierzu ein Schwingsystem mit einer Resonanzfrequenz von 19,8 kHz entwickelt. Motivation war der vorangehende Nachweis eines deutlich reduzierten Bohrmoments von 50 – 70 %, die Beobachtung kürzerer Späne sowie ein geringerer Werkzeugverschleiß. (Heisel et al. 2011a) schließen Überlegungen zur Modellierung der Kinematik ultraschallüberlagerter Bohrer mit geometrisch unbestimmter Schneide an. Für Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  von 0,44 – 3,14 m/s und einer gleichbleibenden Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  von 3 mm/min,

konnte bei der Granitbearbeitung (Typ: Rosa Sardo) eine geschwindigkeitsabhängige Reduktion des Bohrmoments bei Schwingfrequenzen von 21 kHz beobachtet werden. In der Folge wurde ein reibungsbedingter Zusammenhang in Abhängigkeit des Quotienten aus Schnittgeschwindigkeit und Schwinggeschwindigkeit bestimmt. Eine Ausweitung der Untersuchungen auf weitere Gesteinsarten bestätigte die negative Abhängigkeit zwischen Schnittgeschwindigkeit und Bohrmomentreduktion. Gleichzeitig ergab sich eine positive Korrelation mit der eingestellten Amplitudenhöhe (0 – 18  $\mu\text{m}$ ) (Heisel et al. 2011b; Eber 2013).

(Neugebauer et al. 2009a; Neugebauer et al. 2009b) beschreiben Auswirkungen des ultraschallüberlagerten Tieflochbohrens auf die Spanbildung sowie die Wirkungsunterstützung unter Verwendung von Kühlschmierstoff in GG150. Daneben lässt eine 2D-Spanbildungssimulation bei axialer Ultraschallkinematik auf die Bildung von Spänen mit kleinerem Spankrümmungsradius schließen, woraus ein optimiertes Spanbruchverhalten abgeleitet wird. In Bohrversuchen in GG150 konnte zudem eine deutliche Reduzierung des Werkzeugverschleißes unter Minimalmengenschmierung im direkten Vergleich zur Bearbeitung ohne Ultraschall festgestellt werden. Dies wird auf die bessere Zugänglichkeit des Schneidkeils während der Rückzugsbewegung des Werkzeugs zurückgeführt. Weitere Versuchsreihen zum Einlippen-Bohren in 2CrMo4V zeigen eine signifikante Reduktion der Vorschubkraft sowie des Bohrmoments in Folge der Ultraschallunterstützung bei einer Frequenz von 25 kHz und Amplituden von 8  $\mu\text{m}$ .

(Pfeifroth 2014, S. 79–86) beschreibt die schwingungsüberlagerte Bohrbearbeitung von CFK zur Erhöhung der Bearbeitungsqualität bei einer Ultraschallfrequenz von 20,3 kHz. In Folge der axialen Ultraschallüberlagerung des Werkzeugs werden die Kohlenstofffasern mit zusätzlichen Scherkräften beaufschlagt, wodurch in den Bohrversuchen Delaminationseffekte verringert werden sollen. Das Bohrmoment sowie die Vorschubkraft konnten während der Ultraschallüberlagerung um 9 – 23 % bzw. 8 – 21 % reduziert werden, wobei die Reduzierung positiv mit der Amplitudensteigerung korrelierte (5,1 – 10,6  $\mu\text{m}$ ). Daneben stellten sich kleinere Keilwinkel als vorteilhaft für die ultraschallunterstützte Bearbeitung heraus. Im Ergebnis konnte eine um bis zu 30 % reduzierte Gratbildung am Bohrungsausgang mit steigender Ultraschallamplitude festgestellt werden. Im Bereich des Bohrungseingangs waren die Ergebnisse nicht eindeutig, da sie amplitudenunabhängig und stark schwankungsbehaftet waren. Die

Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  lag in den beschriebenen Versuchsreihen mit geometrisch bestimmter Schneide bei 43 m/min sowie der Vorschub  $f$  bei 0,05 mm.

### 2.2.5 Ultraschalltrennen mit Messern, Sägen und Hobeln

Industriell hat sich das Ultraschalltrennen mit Messern vor allem für Lebensmittel und Textilien durchgesetzt. Dazu werden meist Messerklingen ohne Verzahnung verwendet, um besonders empfindliche Materialien kraftsparend und ohne zusätzliche Einspannvorrichtung zu trennen. Schwingungsüberlagerte Trennmesser sind heute Teil vollautomatisierter Produktionslinien, welche aufgrund der hohen Stückzahlen eine minimale Stör- und Fehleranfälligkeit der Schwingensysteme voraussetzen. (Zahn 2009) untersucht in diesem Zusammenhang das Schneiden von Lebensmitteln mit longitudinal schwingenden Ultraschallkeilmessern (Keilwinkel von 25°) im Hinblick auf die erreichbare Schnittkraftreduzierung. Die Schwinggeschwindigkeit an der Schneidkante (Produkt aus Amplitude und Frequenz) wurde als maßgeblicher Einflussfaktor für die Prozessgrenze identifiziert. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit und konstanter Schwinggeschwindigkeit erhöhten sich beim drückenden und ziehenden Schnitt die Schnittkraft sowie die relative Schneidarbeit. Die Schwinggeschwindigkeit war bei allen experimentell untersuchten Lebensmitteln (Käse, Fleisch, Wurst, Gelatine) der limitierende Faktor für die jeweilige maximale Schnittgeschwindigkeit.

Daneben werden in der medizinischen Anwendung Knochen- und Fleischsägen mit enger Verzahnung eingesetzt. Beispiele sind die präzise Knochenpräparation von Zahn- oder Gelenkimplantaten. (Handwerker et al. 2003) beschreibt hierzu eine FE-gestützte Auslegungsmethode. Zur Validierung wurde an neun verschiedenen Werkzeugen zuerst die Eigenform mittels FEM ermittelt sowie anschließend experimentell in Shakerversuchen bestätigt. Im Ergebnis hatten die Grundkörpergeometrie und dessen Modifizierung durch die gezielte Einbringung von Löchern wesentlichen Einfluss auf die Schwingform. Zahngeometrie und Herstellungsverfahren beeinflussten die Schwingform der betrachteten Werkzeuge nicht.

(Mayer et al. 2005) betrachten die ultraschallüberlagerte Holzbearbeitung mit axial angeregtem Schneidkeil (Hobeln). Im Rahmen der Untersuchungen wurden verschiedene Holzarten sowie Holzwerkstoffe bearbeitet (Fichte, Buche, MDF), wobei von einer deutlichen Reduzierung der auftretenden Prozesskräfte durch die Ultraschallüberlagerung

berichtet wird. So konnte für Amplituden von 10  $\mu\text{m}$  die Schnittkraft auf etwa 50 % im Vergleich zum konventionellen Prozess reduziert werden. Als besonders vorteilhaft erwiesen sich höhere Schwingungsamplituden in Verbindung mit einer niedrigen Schnittgeschwindigkeit: Schnittversuche in MDF ergaben, dass die Schwingungsamplitude (in  $\mu\text{m}$ ) mindestens dem Fünfundzwanzigfachen der Schnittgeschwindigkeit (in m/s) entsprechen sollte, damit sich die Schnittkraft halbiert. Beim Schneiden von Fichte wurde zudem eine Beeinflussung durch die Hauptschnitttrichtung festgestellt. Sowohl im Längs- als auch in Tangentialschnitten konnten die Prozesskräfte durch Ultraschall erheblich reduziert werden, jedoch war der Effekt im Längsschnitt ausgeprägter. Unterschiede in der erreichbaren Oberflächenqualität (Rauigkeit, Benetzbarkeit) waren im Rahmen der statistischen Streuung vernachlässigbar.

## 2.2.6 Fazit bekannter Verfahrensvarianten

### Werkzeugformen und Wirkrichtungen der Ultraschallschwingung

Die in Kapitel 2.2 betrachteten Verfahrensvarianten der ultraschallunterstützten Zerspanung lassen sich anhand der Betriebsschwingform des Werkzeugs sowie der Wirkrichtung des Ultraschalls im Prozess differenzieren. Bekannte Verfahrensvarianten nutzten überwiegend **stabförmige Werkzeuge**, welche longitudinal entlang ihrer Hauptachse schwingen (z.B. Fräser, Bohrer, Drehmeißel). Abhängig vom jeweiligen Bearbeitungsprozess führt diese **eindimensionale Schwingung** des stabförmigen Werkzeugs zu unterschiedlichen Wirkrichtungen des Ultraschalls: So resultieren je nach Prozessführung Verfahrensvarianten mit einer Ultraschallwirkrichtung parallel, tangential oder orthogonal zur Vorschubrichtung (siehe Drehprozess: Abbildung 16, links) sowie parallel, tangential oder orthogonal zur Schnitttrichtung (siehe Fräsprozess: Abbildung 17).

Daneben existieren Verfahrensvarianten, bei denen Werkzeug und Aktorik dahingehend weiterentwickelt wurden, dass der Werkzeugschneide **zweidimensionale Schwingbewegungen**, wie Biege- oder Torsionsschwingungen, aufgezwungen werden. Beispiele hierfür sind das *elliptical cutting* (siehe Abbildung 16, rechts) sowie der Einsatz von Torsionsschwingern in der Fräsbearbeitung. Das Schwingverhalten bekannter stabförmiger Werkzeuge unterscheidet sich dagegen wesentlich von jenem **scheibenförmiger Zerspanwerkzeuge**. Aus dem transversalen Schwingverhalten

resultieren Betriebsschwingformen mit **mehrdimensionaler Schwingrichtung**. Weder existieren hierzu Kenntnisse über das Schwingverhalten der Werkzeugschneiden, noch liegen Untersuchungen über das Zerspanungsverhalten bei Schwingungsüberlagerung vor. Diese Forschungslücke soll durch die vorliegende Arbeit geschlossen werden.

### Werkstoffe

Das Materialspektrum in der Zerspanung mit **geometrisch unbestimmter Schneide** beschränkt sich im Wesentlichen auf den Anwendungsbereich **sprödharter Werkstoffe** wie Keramiken oder gehärtete Metalllegierungen. Mit Ultraschall lässt sich dort die Oberflächengüte nachweislich verbessern. Hauptanwendung ist daher die Präzisionszerspanung zur Bearbeitung von Optiken oder medizinischen Bauteilen. Bei der Bearbeitung mit **geometrisch bestimmter Schneide** zeigt sich dagegen ein breiteres Materialspektrum. So waren (hochfeste) Stähle, Guss, Aluminium, Kupfer, Holzwerkstoffe und Faserverbundkunststoffe ebenso Gegenstand durchgeführter Untersuchungen wie Textilien, Schäume oder Lebensmittel. In den Untersuchungen stellte die Reduktion der Zerspankräfte die wesentliche Motivation für den Einsatz der Ultraschalltechnik dar.

### Frequenz- und Amplitudeneinfluss

Nach dem Stand der Technik werden die **Oberflächenqualität des Werkstücks** sowie die **Höhe der Zerspankraftkomponenten** sowohl durch die Frequenz- als auch die Amplitudenhöhe des Ultraschalls beeinflusst. Hohe Ultraschallfrequenzen (50 – 100 kHz) werden in Verbindung mit Schwingungsamplituden weniger Mikrometer bevorzugt eingesetzt, um die Oberflächenqualität des Werkstücks zu verbessern. Zur Beeinflussung der Zerspankraftkomponenten haben sich niedrige Ultraschallfrequenzen (20 – 25 kHz) als vorteilhaft erwiesen. Steigende Schwingungsamplituden wirken sich ebenfalls günstig auf die maximal erreichbare Kraftreduktion aus. Aus diesen Gründen wurde für die experimentellen Versuche (siehe Kapitel 6 und 7) eine Arbeitsfrequenz von 20 kHz gewählt, da diese höhere Amplituden zulässt.



### 3 Kinematische Modelle und Randbedingungen

In Kapitel 3.1 werden die Wirkeffekte bekannter Untersuchungen im Bereich der ultraschallunterstützten Zerspanung in einer Verfahrensmatrix zusammengefasst. Diese gliedert sich nach Werkstoff, Ultraschallparametern, Überlagerungsrichtung und Schwinggeschwindigkeit der Verfahren. Kapitel 3.2 schließt theoretische Überlegungen zur ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung an. Die Untersuchungen nach Littmann, Storck und Wallascheck zur Beeinflussung von Haft- und Gleitreibungskoeffizienten stellen hierbei eine wesentliche Grundlage dar und werden erstmals auf die Prozessparameter des Kreissägeverfahrens ausgeweitet. In Kapitel 3.3 werden die zuvor theoretisch ermittelten Grenzwerte der ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung mit Blick auf die Kinematik des Kreissägeprozesses diskutiert.

#### 3.1 Zusammenfassung verfahrensbedingter Wirkeffekte

Tabelle 2 bietet eine Übersicht relevanter experimenteller Untersuchungen zur Ultraschallzerspanung, wobei die Reduktion der Prozesskräfte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und der maximalen Schwinggeschwindigkeit  $v_{USmax}$  im Fokus der Betrachtungen steht. Letztere berechnet sich für den Fall der eindimensionalen mechanisch-harmonischen Schwingung nach Gleichung 24 (Kuchling 2007, S. 195).

$$v_{USmax} = A \cdot \omega = A \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \tag{24}$$

Im Falle mehrachsiger Schwingungsrichtungen (Torsionsschwingung) sind die maximalen Schwinggeschwindigkeiten  $v_{USmax}$  den Modellen der zugehörigen Quellen entnommen (s. Tabelle 2, linke Spalte).

**Tabelle 2: Übersicht verfahrensbedingter Wirkeffekte bei der Ultraschallzerspanung**

Verfahren / Quelle	Werkstoffe	Frequenz / kHz Amplitude / $\mu\text{m}$ $v_{USmax}$ / (m/min) $\psi = v_c / v_{USmax}$	Wirkrichtung der Schwingung	Einfluss auf die Prozesskraft
<i>Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide</i>				
Nutenfräsen / (Heisel et al. 2014)	42CrMo4	$f = 20,2$ kHz $A = 1,6 - 2,8$ $\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 21,3$ m/min $\psi = 3,66$	Werkzeug axial, senkrecht zum Werkstück, quer zur Vorschubrichtung	Kraftreduktion von 30% für $v_c = 78$ m/min $v_f = 0,125$ m/min

Längsdrehen / (Conrath 2005, S. 136)	C45	$f = 20 \text{ kHz}$ $A = 2-4 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 39 \text{ m/min}$ $\psi = 0,38$	Werkzeug axial in Vorschubrichtung	Kraftreduktion von 30-80% abnehmend bis $v_c = 15 \text{ m/min}$
Umfangsfräsen / (Uhlmann et al. 2017b)	CFK, GFK	$f = 20 \text{ kHz}$ $A = 10 \text{ }\mu\text{m}$ ( <i>peak-to-peak</i> ) $v_{USmax} = 37,7 \text{ m/min}$ $\psi = 0,013$	Werkzeug axial, senkrecht zur Vorschubrichtung, parallel zum Werkstück	$F_p \downarrow 10\%$ $F_f \uparrow 10\%$ $F_{fn} \uparrow 10\%$ $v_c = 0,5 \text{ m/min}$ $v_f = 2 \text{ m/min}$
Tieflochbohren / (Neugebauer et al. 2009a; Neugebauer et al. 2009b)	GGG80, 42CrMo4V	$f = 24 - 27 \text{ kHz}$ $A = 6-12 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 122 \text{ m/min}$ $\psi = 0,57$	Werkzeug axial, in Vorschubrichtung	Bohrmoment $\downarrow$ Vorschubkraft $\downarrow$ Zeitspanvolumina $\uparrow$ $v_c = 70 \text{ m/min}$
Schneiden / (Mayer et al. 2005)	Buche Fichte	$f = 20 \text{ kHz}$ $A = 4,2-8,5 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 60 \text{ m/min}$ $\psi = 0,3-0,9$	Werkzeug axial, mit Anstellwinkel zur Vorschubrichtung	Schnittkraft $\downarrow 50\%$ bei $v_c = 18 \text{ m/min}$ ; Kein Effekt ab $v_c > 54 \text{ m/min}$
Stirnumfangs- und Nutenfräsen / (Rinck et al. 2020)	Ti-6Al-4V	$f = 32 \text{ kHz}$ $A = 4,1-11,9 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 144 \text{ m/min}$ $\psi = 0,55$	Werkzeug axial-torsional, mehrdimensional	Schnittkräfte $\downarrow 60\%$ bei $v_c = 80 \text{ m/min}$
Stirnumfangs- und Umfangsfräsen / (Rüger 2018)	Aluminium	$f = 21,6-24 \text{ kHz}$ $A = 9,1-9,5 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 42 \text{ m/min}$ $\psi = 0,24$	Werkzeug torsional, in Schnittrichtung	Aktivkraft $\downarrow 15\%$ bei $v_c = 10,2 \text{ m/min}$ Kein Effekt bei $v_c = 150 \text{ m/min}$
<i>Bearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide</i>				
Quer-Seiten-Schleifen / (Klocke et al. 2004)	Zerodur	$f = 20 \text{ kHz}$ $A = 5-25 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 188 \text{ m/min}$ $\psi = 0,73$	Werkzeug axial, in Vorschubrichtung	Axialkraft $\downarrow 50\%$ bei $v_c = 138 \text{ m/min}$ bei $v_f = 0,036 \text{ m/min}$
Quer-Seiten-Schleifen / (Daus 2004, S. 102)	ZrO <sub>2</sub> -MgO	$f = 18,5 \text{ kHz}$ $A = 9 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 63 \text{ m/min}$ $\psi = 2,54$	Werkzeug axial, in Vorschubrichtung	Axialkraft $\downarrow 50\%$ bei $v_c = 160 \text{ m/min}$

Bohren (Eber 2013, S. 65, 81)	Gestein: Rosa Sardo	$f = 21 \text{ kHz}$ $A = 6,8\text{-}16,9 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 134 \text{ m/min}$ $\psi = 1,13$	Schleifstift axial, in Vorschubrichtung	Vorschubkraft $\downarrow 47\%$ bei $v_c = 150 \text{ m/min}$ Bohrmoment $\downarrow 50\%$ bei $v_c = 51 \text{ m/min}$ bei $v_f = 0,003 \text{ m/min}$
Bohren (Pfeifroth 2014, S. 81)	CFK	$f = 20,3 \text{ kHz}$ $A = 13,9 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 106 \text{ m/min}$ $\psi = 1,14$	Hohlschleifstift axial, in Vorschubrichtung	Bohrmoment $\downarrow 49\%$ Vorschubkraft $\downarrow 46\%$ bei $v_c = 121 \text{ m/min}$
Umfangsschleifen / (Reif et al. 2020)	Zerodur	$f = 20\text{-}32 \text{ kHz}$ $A = 10,8 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 130 \text{ m/min}$ $\psi = 0,69$	Schleifstift torsional, in Schnitttrichtung	Zerspankraft $\downarrow 15\%$ bei $v_c = 90 \text{ m/min}$ Kein Effekt mehr ab $v_c = 180 \text{ m/min}$
Dornhonen / (Flores et al. 1992)	Gehärteter Stahl	$f = 20\text{-}25 \text{ kHz}$ $A = 5\text{-}15 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 141 \text{ m/min}$ $\psi = 0,49\text{-}1,06$	Werkzeug axial, in Vorschubrichtung	Honmoment $\downarrow$ Honzugaben $\uparrow$ $v_c = 70\text{-}150 \text{ m/min}$ $v_f = 1,5 \text{ m/min}$
Innenrund- bearbeitung / (Gull 2015, S. 122)	$\text{Al}_2\text{O}_3$	$f = 70 \text{ kHz}$ $A = 3\text{-}5 \text{ }\mu\text{m}$ $v_{USmax} = 132 \text{ m/min}$ $\psi = 4,28$	Schleifstift axial, in Vorschubrichtung (Seitenquerschleifen)	Axialkraft $\downarrow 50\%$ bei: $v_c = 565 \text{ m/min}$ $v_f = 0,0042 \text{ m/min}$ Reduktion nimmt mit zunehmender $v_c$ ab

#### Fazit bekannter verfahrensbedingter Wirkeffekte auf die Zerspankräfte:

Aus Tabelle 2 geht anhand des Verhältnisses  $\psi$  von Schnittgeschwindigkeit zu Schwinggeschwindigkeit keine eindeutige verfahrensübergreifende Prozessgrenze hervor. Die Theorie einer feststehenden Funktionalitätsgrenze der Ultraschallschwingung ab einem Verhältnis  $\psi = 1$  lässt sich für eine Vielzahl experimenteller Untersuchungen nicht bestätigen. So lassen sich Fälle deutlicher Kraftreduktionen bei  $\psi > 1$  ebenso finden, wie Fälle eines bereits früher abreißenden Ultraschalleinflusses ab  $\psi = 0,3$ . Der Kontaktabbruch zwischen Werkzeug und Werkstück ist demnach nicht hauptursächlich für eine Prozesskraftreduktion. Unabhängig davon wird in einer Vielzahl betrachteter Publikationen von negativen Auswirkungen steigender Schnittgeschwindigkeit berichtet.

### 3.2 Ultraschallinduzierte Reibungsreduzierung

Die gezielte Beeinflussung von Haft- und Gleitreibung durch die Nutzung hochfrequenter Schwingungsamplituden wird seit den 1950er Jahren eingehend untersucht (Raab et al. 2020b): So beschäftigen sich Fridman und Levesque bereits 1959 mit der potentiellen Nutzung von Ultraschallschwingungen für servobasierte Positionsmotoren, um den sogenannten *Stick-Slip*-Effekt (sporadischer Wechsel zwischen Haft- und Gleitreibung) zu minimieren. Dazu wurden Untersuchungen eines Gleitblocks mit und ohne Ultraschallüberlagerung der darunterliegenden Stahlgleitfläche durchgeführt. Bei aktiver Ultraschallüberlagerung konnte eine deutliche Reduzierung des Haftreibungskoeffizienten beobachtet werden. Dieser Effekt ließ sich durch eine Leistungserhöhung am Schallwandler positiv verstärken, sodass in Teilen der Untersuchungen die Haftreibung vollständig eliminiert werden konnte (Fridman et al. 1959).

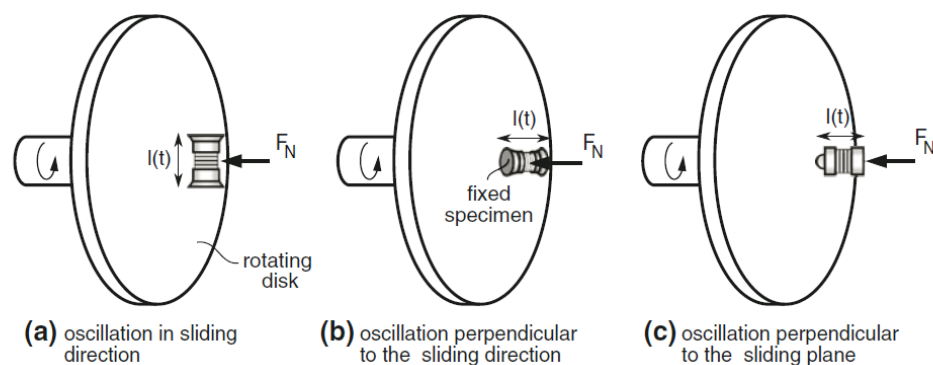
(Lehfeldt et al. 1968) stellten weiterführende Untersuchungen zur Beeinflussung metallischer Reibungsvorgänge in Folge von Ultraschallschwingungen an. Lehfeldt geht in seiner Hypothese davon aus, dass neben den äußeren Adhäsionskräften zweier metallischer Reibungspartner auch innere Verformungskräfte zu überwinden sind. Erst dann können aneinanderhaftende oder überlappende Mikrobezirke beider Reibpartner abgeschert werden. Diese Überlegungen führten zur Kategorisierung in innere sowie äußere Reibungsanteile, wonach Lehfeldt seine experimentellen Untersuchungen unterteilte: So wurden Drahtzieh-, Druck- sowie Drei-Punkt-Biegeversuche durchgeführt, um jeweils den Einfluss von Schallschwingungen auf die innere Reibung zu ermitteln. Es wurde versuchsübergreifend eine Reduzierung der Verformungskräfte bei induzierter Schallschwingung festgestellt. Zur Untersuchung der Grenzflächenreibung (äußere Reibung) wurde ein Stift-Scheibe-Tribometer verwendet, wobei eine Verminderung von Haft- und Gleitreibung sowohl bei einer Schwingungsüberlagerung parallel als auch quer zur Gleitrichtung (in der Gleitebene) beobachtet wurde. Die Reibungsreduzierung sowie die Gleitgeschwindigkeit verhielten sich in beiden Fällen reziprok zueinander.

(Dinelli et al. 1997) zeigten mit Hilfe der Rastersondenmikroskopie an einer mit Ultraschall angeregten Siliziumoberfläche sowie einem vorgespannten  $\text{Si}_3\text{N}_4$ -Stift, dass kein vollständiger Kontaktabbruch zwischen den Reibpartnern provoziert werden muss, um eine signifikante Reibungsreduktion durch Ultraschallschwingungen zu erreichen. Schon

vor dem Ablösen der beiden Kontaktflächen kommt es zu einer deutlichen Reibungsreduktion, welche sich zudem als unempfindlich gegen Variationen der beaufschlagten Vorspannkraft erwies.

(Scherer et al. 1998) untersuchten im Rahmen eines Stift-Scheibe-Versuchsaufbaus die Beeinflussung der Gleitreibung durch Schwingungen hoher Frequenzen von 500 kHz sowie kleiner Amplituden von wenigen Nanometern. Unabhängig von der getesteten Schwingungsrichtung in Bezug zur Gleitebene (*in-plane* oder *out-of-plane*) stellte sich eine deutliche Reduzierung der Gleitreibung ein, welche als *super lubricating effect* beschrieben wurde.

Neben diesen phänomenologischen, experimentellen Untersuchungen erfolgte zudem die mathematische Beschreibung der Wechselwirkung zwischen der Schwingungsgeschwindigkeit und dem Reibungskoeffizienten. Hierzu sind insbesondere mathematische Modelle von Littmann (Littmann et al. 2001), Teidelt (Teidelt et al. 2010; Teidelt et al. 2012) sowie Popov (Popov 2010) zu nennen. Im Zentrum dieser Ansätze steht die Bestimmung makroskopischer Reibungskräfte, welche sich aus dem Verhältnis gemittelter tangentialer sowie gemittelter normaler Kräfte während einer Schwingungsperiode zusammensetzen. Je nach Überlagerungsrichtung wird zwischen drei Konstellationen unterschieden, welche in Abbildung 18 am Beispiel des Stift-Scheibe-Tribometers dargestellt sind.



**Abbildung 18: Konstellationen zwischen Schwingungs- und Gleitrichtung am Beispiel des Stift-Scheibe-Tribometers (Teidelt et al. 2012)**

Fall (a) zeigt einen Schwingungsanteil  $I(t)$ , welcher parallel zur Gleitrichtung in der Gleitebene wirkt. Übertragen auf die Zerspanung im orthogonalen Schnitt repräsentiert diese Konstellation eine in Schnittrichtung schwingende Werkzeugschneide ( $F_c$ -Richtung), wobei die Gleitgeschwindigkeit der Scheibe der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  entspricht.

Fall (b) zeigt dagegen einen Schwingungsanteil  $l(t)$ , welcher senkrecht zur Gleitrichtung in der Gleitebene wirkt. Übertragen auf den orthogonalen Schnitt, entspricht dies einer quer zur Schnittrichtung schwingenden Werkzeugschneide ( $F_p$ -Richtung).

Fall (c) spielt für das Ultraschallsägen eine untergeordnete Rolle. Mit einem Schwingungsanteil  $l(t)$ , senkrecht zur Gleitrichtung sowie außerhalb der Gleitebene, entspricht dies im orthogonalen Schnitt einer sich senkrecht von der Werkstückoberfläche abhebenden Werkzeugschneide ( $F_{cn}$ -Richtung).

#### Mathematische Beschreibung der Schwingung in Gleitrichtung:

Geht man, wie in Abbildung 18 (a) dargestellt, von einer ultraschallüberlagerten Probe aus, welche im Kontakt zur darunterliegenden Gleitfläche steht, ergibt sich in den beiden Kontaktpunkten die Geschwindigkeit relativ zur Gleitfläche nach (Popov 2010, S. 291):

$$v_1 = v_0 + \hat{v} \cdot \cos \omega t; \quad v_2 = v_0 - \hat{v} \cdot \cos \omega t \quad (25)$$

Popov unterstellt das Coulomb'sche Reibungsgesetz und geht von einer konstanten Normalkraft  $F_N$  aus, welche sich auf beide Kontaktpunkte gleichmäßig verteilt. Daraus folgt die zum Zeitpunkt  $t$  wirkende Reibkraft in Form von:

$$F_R = \frac{\mu F_N}{2} [\operatorname{sgn}(v_0 + \hat{v} \cos \omega t) + \operatorname{sgn}(v_0 - \hat{v} \cos \omega t)] \quad (26)$$

Die Mittelung dieser Reibkraft über der Schwingungsperiode  $2\pi$  sowie  $\xi =: \omega t$  ergibt:

$$\overline{F_R} = \frac{\mu F_N}{2\pi} \int_0^{2\pi} \operatorname{sgn}(v_0 + \hat{v} \cos \xi) d\xi \quad (27)$$

Es resultieren zwei Zustände, welche durch die Signumfunktion berücksichtigt werden:

- Zustand 1:  $v_0 \geq \hat{v} = \frac{1}{2} A \omega \rightarrow$  Die Geschwindigkeit bleibt immer positiv und damit die Reibkraft in ihrer Richtung konstant, woraus folgt:  $F_{RUS} = F_R$
- Zustand 2:  $v_0 < \hat{v} = \frac{1}{2} A \omega \rightarrow$  Während einer Schwingungsperiode wechseln sich positive und negative Geschwindigkeitsanteile ab, womit sich fortlaufend die Wirkrichtung der Reibkraft umkehrt. Daraus folgt:  $F_{RUS} < F_R$

Zustand 2 beschreibt demnach die Abhängigkeit zwischen der ultraschallinduzierten Reibkraftreduktion, der Amplitudenhöhe sowie der Schwinggeschwindigkeit für den

Fall, dass die Gleitgeschwindigkeit kleiner ist als die Ultraschallschwinggeschwindigkeit. Der Lösungsansatz für Gleichung 27 bei Ultraschallüberlagerung in Gleitrichtung stellt sich nach Popov wie folgt dar:

$$\overline{F_R} = \frac{2\mu F_N}{\pi} \cdot \arcsin\left(\frac{v_0}{\hat{v}}\right) \quad (28)$$

Mathematische Beschreibung der Schwingung senkrecht zur Gleitrichtung:

Betrachtet man die Reibungsverhältnisse für Fall (b) aus Abbildung 18, also einer senkrecht zur Gleitgeschwindigkeit stattfindenden Oszillation in der Gleitebene, ergibt sich unter Berücksichtigung des Geschwindigkeitsvektors von Gleitgeschwindigkeit und Schwinggeschwindigkeit für den fortlaufend änderlichen Winkel  $\Omega$  folgender Zusammenhang für die Reibkraft (Popov 2010, S. 293):

$$F_R = \mu \cdot F_N \cdot \cos \Omega \quad (29)$$

Mit der Definition der Oszillationsgeschwindigkeit in Form von  $v_3 = \hat{v} \cdot \cos \omega t$  sowie der Beziehung  $\tan \Omega = \frac{v_3}{v_0}$  erhält man weiterhin:

$$F_R = \frac{\mu F_N}{\sqrt{1 + \left(\frac{v_3}{v_0}\right)^2}} \quad (30)$$

Die Mittelung dieser Reibkraft über der Schwingungsperiode  $2\pi$  sowie  $\xi =: \omega t$  ergibt:

$$\overline{F_R} = \frac{\mu F_N}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{d\xi}{\sqrt{1 + \left(\frac{\hat{v}}{v_0} \cdot \cos \xi\right)^2}} \quad (31)$$

Zur Lösung dieser Gleichung kommt das vollständige elliptische Integral erster Ordnung  $K(m)$  zur Anwendung (Storck et al. 2002). Zur Ermittlung von  $K(m)$  eignen sich Softwarelösungen wie MATLAB oder OCTAVE (siehe Anhang 1).

$$\overline{F_R} = \frac{\mu F_N 2}{\pi \sqrt{1 + 1/\left(\frac{v_0}{\hat{v}}\right)^2}} \cdot K\left(\frac{1}{1 + \left(\frac{v_0}{\hat{v}}\right)^2}\right) \quad (32)$$

Der Einfluss der Gleitgeschwindigkeit auf die ultraschallinduzierte Reibungsreduzierung kann auf die Geschwindigkeitsverhältnisse des ultraschallüberlagerten Kreissägeprozesses

übertragen werden. In Abbildung 19 oben ist die Entwicklung der Kraftreduzierung bei einer Schwingungsanregung parallel zur Gleitgeschwindigkeit dargestellt (Gleichung 28). Abbildung 19 unten bildet den Zusammenhang bei einer Schwingungsanregung orthogonal zur Gleitgeschwindigkeit ab (Gleichung 32). In den beiden Darstellungen sind steigende Schwingungsamplituden ( $10\ \mu\text{m}$ ,  $25\ \mu\text{m}$ ,  $50\ \mu\text{m}$ ) bei  $20\ \text{kHz}$  berücksichtigt.

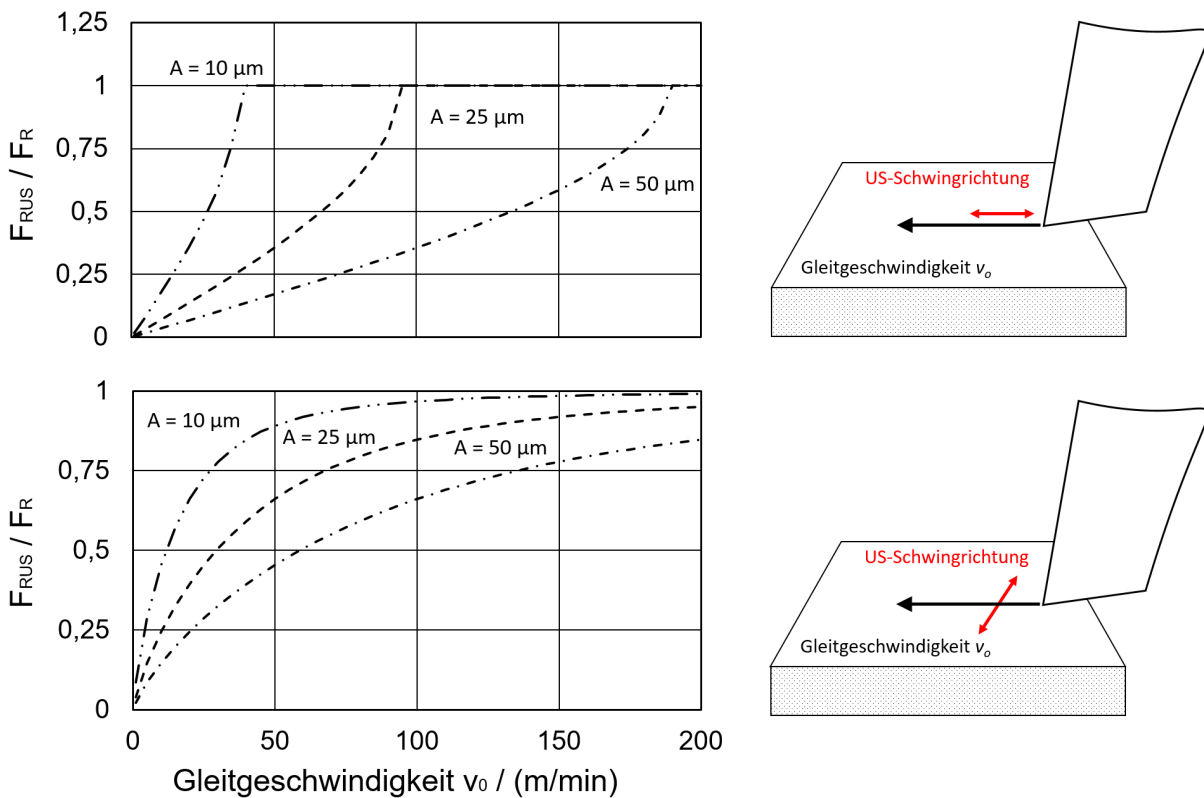


Abbildung 19: Reibungsreduktion in Abhängigkeit von der Gleitgeschwindigkeit sowie der Amplitude bei Oszillation parallel (oben) sowie orthogonal zur Gleitrichtung (unten) und einer Schwingfrequenz von  $20\ \text{kHz}$

Da die Gleitgeschwindigkeit im Zerspanprozess der Schnittgeschwindigkeit entspricht, ist für die beiden in Abbildung 19 rechts dargestellten Konstellationen von einem deutlichen Wirkzusammenhang zwischen der ultraschallbedingten Reibungsreduzierung und steigenden Schnittgeschwindigkeiten auszugehen. Gleichzeitig wirken sich höhere Schwingungsamplituden positiv auf die maximal erreichbare Reibungsreduktion aus. Bei der Zerspanung auftretende Dämpfungseffekte infolge steigender Spanungsdicken werden durch die mathematischen Modelle nicht explizit berücksichtigt, weshalb dies implizit auf Basis von Zerspankraftmessungen erfolgen soll (siehe dazu Abschnitt 6.3).



### 3.3 Kinematische Randbedingungen

Abschnitt 3.2 zeigt die Prozessgrenzen der ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung in Abhängigkeit von der Schwingungsrichtung, der Schwingungsamplitude sowie der Gleitgeschwindigkeit. Die Übertragung dieser Zusammenhänge auf den Kreissägeprozess finden auf der Grundlage folgender kinematischer Randbedingungen statt:

Erstens: In der gesamten Ebene des Kreissägewerkzeugs bildet sich als Resultat der Superposition von Transversalwellen eine stehende Welle mit definierten Wellenknoten und Wellenbäuchen aus. Die maximale Amplitude ist im Bereich der Werkzeugschneide zu verorten, wie in Abbildung 20 am Beispiel einer Schnittdarstellung eines Sägewerkzeugs mit Durchmesser  $D$ , Bohrung  $d$  und Stabblattstärke  $t$  dargestellt. Mit Hilfe der nach Gleichung 19 bestimmbaren Biegewellenlänge  $\lambda_b$  lässt sich die Anzahl von Wellenknoten und Wellenbäuchen analytisch vorabschätzen. Eine präzisere numerische Berechnung zur Vorhersage der Betriebsschwingform erfolgt in Kapitel 5 durch FE-Methoden.

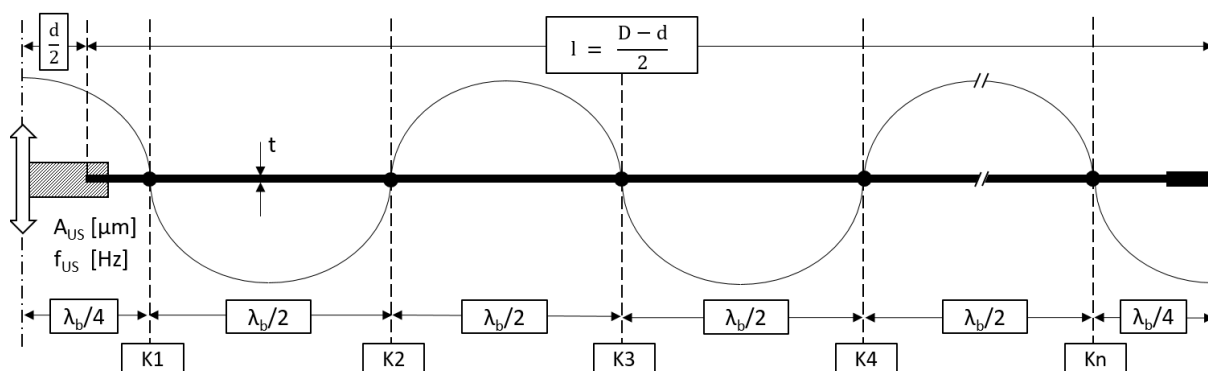


Abbildung 20: Schnittdarstellung der schematischen Schwingungsverhältnisse in der Ebene des Kreissägewerkzeugs

Zweitens: Als Folge der durch Transversalwellen geprägten Betriebsschwingform entsteht an der Schneide des Sägewerkzeugs eine mehrachsige Schwingbewegung. Genauer führt die orthogonal zur Werkzeugebene stattfindende Schwingungseinleitung zu einer Biege- bzw. Kippbewegung um den letzten Knotenpunkt des freien Schwingungsendes. Diese dreidimensionale Bewegung  $f_{Ap(t)}$  lässt sich am Schneidkeil anteilig in die drei Raumrichtungen der Schnittkraftkomponenten  $A_c$ ,  $A_{cn}$  sowie  $A_p$  aufteilen (siehe Abbildung 21). Durch den direkten Kontakt zwischen Schneide und Werkstück werden diese Schwingungsanteile verringert, was wiederum in Wechselwirkung mit den amplitudenabhängigen Prozessgrenzen der ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung steht (vgl. Abbildung 19).

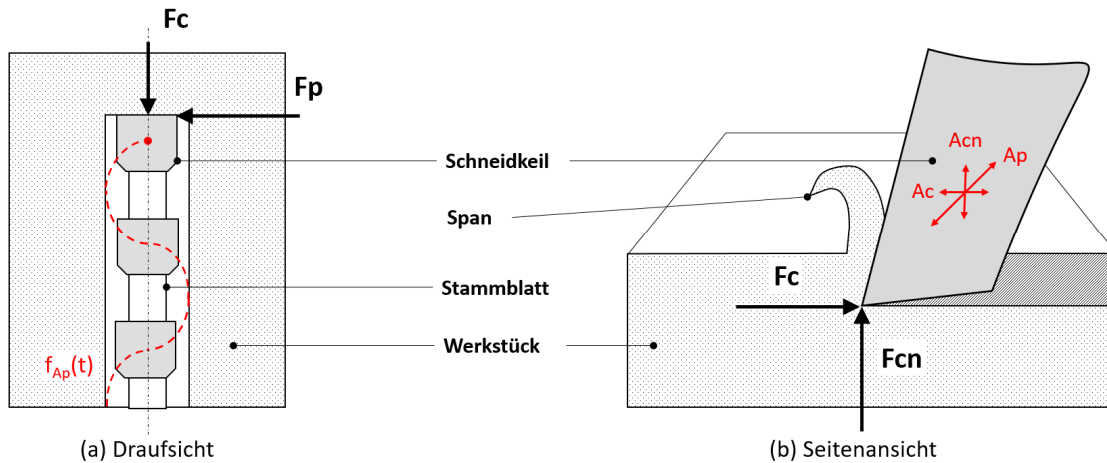


Abbildung 21: Schematische Zerlegung der mehrachsigen Schwingung in Hauptrichtungen

Drittens: Abbildung 22 zeigt beispielhaft die Trajektorie des Querschwingungsanteils der Ultraschallschwingung während der Rotations- und Vorschubbewegung des Kreissägewerzeugs (siehe Anhang 2). Die Darstellung zeigt ein Werkzeug mit Außendurchmesser  $D = 200 \text{ mm}$ , bei einer Drehzahl von  $n = 250 \text{ min}^{-1}$  sowie einer Schwingungsamplitude  $A_p$  von  $10 \text{ }\mu\text{m}$  bei  $f = 20 \text{ kHz}$ . Mit steigender Spanungsdicke ist von zunehmenden Dämpfungseffekten zwischen Schneidkeil und Werkstück auszugehen. Letztere wirken sich negativ auf den dargestellten Querschwingungsanteil und somit auf die Prozessgrenzen der Reibungsreduzierung aus. Aufgrund fehlender Kenntnisse in Literatur und Praxis über den Einfluss dieser Schwingungsdämpfung auf die Prozessgrenze werden die Auswirkungen steigender Spanungsdicken gesondert im Rahmen experimenteller Untersuchungen analysiert (siehe Kapitel 6.3).

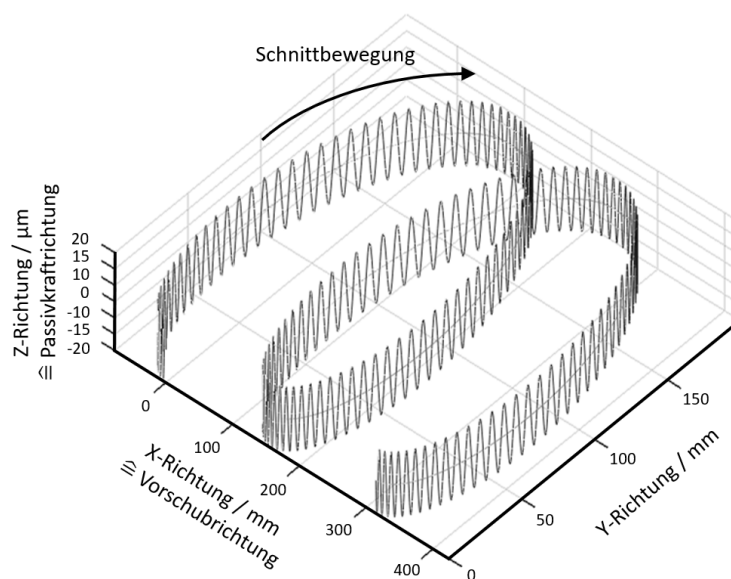


Abbildung 22: Trajektorie des Querschwingungsanteils  $A_p$  am rotierenden Sägewerkzeug

## 4 Experimentelle Rahmenbedingungen

Tabelle 3 bietet eine Übersicht zu den eingesetzten Messmitteln, Versuchswerkstoffen sowie Versuchswerkzeugen. Ausgewählte Versuchsaufbauten werden in den Nachfolgekapteln 4.1 – 4.3 detailliert beschrieben.

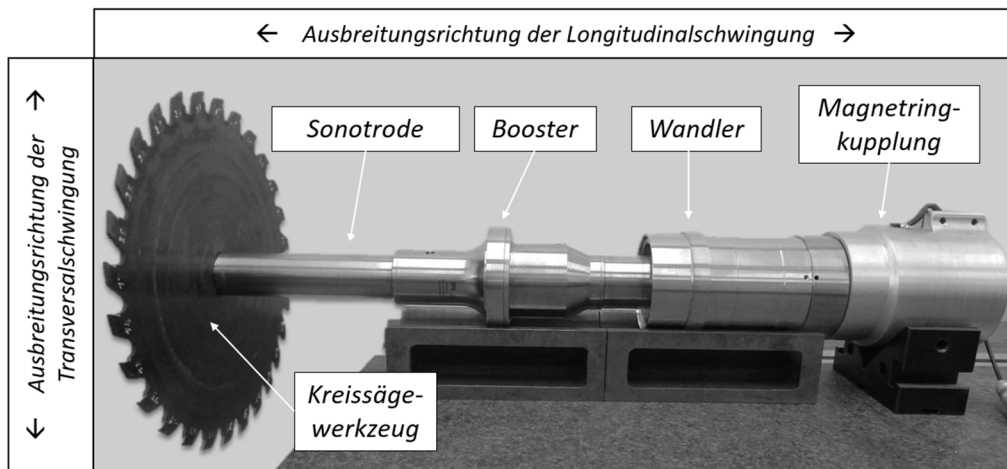
**Tabelle 3: Zusammenfassung eingesetzter Messmittel, Werkstoffe und Werkzeuge**

<i>Bezeichnung</i>	<i>Spezifikation</i>
Lichtmikroskop	Keyence VHX-600E
Mehrkomponenten-Dynamometer	Kistler 9119AA2 bis 4 kN, 107 mm x 80 mm, Empfindlichkeit in x-/ y-/ z-Richtung = 25,71 pC/N / 12,72 pC/N / 26,16 pC/N im Messbereich bis 400 N (siehe Kalibrierschein, Anhang 3)
Mehrkanal-Ladungsverstärker	Kistler Typ 5070A im Betriebsmodus quasistatischer Messung <i>DC Long</i> mit Tiefpassfilterung bei 1 kHz
Lasertriangulator	Keyence LK-H027 aus der Baureihe LK-G5000 Wiederholgenauigkeit: 0,02 $\mu\text{m}$ Abtastzyklus: stufenweise einstellbar bis 2,5 $\mu\text{s}$ Messbereich: 3 mm
Elektret-Mikrofon	1/4'' MI 17 Fa. Betram Schappal, Kalibrierwert 50,8 mV/Pa
Werkstoffe	Kupfer: SE-CU (Spezifikationen siehe Anhang 4) Aluminiumlegierung (Spezifikationen siehe Anhang 4)
Werkzeuge	Testronde: 300 mm x 2,2 mm x 30 mm, 75Cr1, unbestückt Versuchswerkzeug 1: 160 mm x 2,4/1,4 x mm x 25 mm, Z12, 75Cr1, hartmetallbestückt in den Varianten FZ, WZ, SZ Versuchswerkzeug 2: 240 mm x 1,7 mm x 25 mm, Z72, Chrom-Vanadium, monolithisch

### 4.1 Ultraschallsäge: Aufbau und Funktionsweise

Abbildung 23 zeigt die schwingungsführenden Komponenten der für scheibenförmige Werkzeuge angepassten Schwingungskette (Raab et al. 2020b). Komponenten mit longitudinaler Wellenausbreitung, wie Wandler, Booster sowie die Sonotrode, sind nach einem  $\lambda/2$ -Ansatz konzipiert. Diese Gestaltung erlaubt die Ausnutzung des

Resonanzprinzips. Letzteres ist notwendig um eine konstante Schwingungsamplitude bei gleichzeitig geringer Energiezufuhr aufrechtzuerhalten.



**Abbildung 23: Komponenten zur Ultraschallanregung scheibenförmiger Werkzeuge**

Der Ultraschallgenerator passt die elektrische Spannung fortlaufend an, sodass eine konstante Resonanzfrequenz unter Belastung im Zerspanprozess aufrechterhalten bleibt. Es kam ein Generator vom Typ Ultrasonic MP Generator SONIC FULL DIGITAL LC PREMIUM LC2000MFD20-P LEM1 der Firma Weber Ultrasonics AG mit Firmware 6.06 zum Einsatz. Die elektrische Spannungsversorgung erfolgt induktiv mit Hilfe einer Magnetringkupplung. Die schwingungsführenden Baugruppen sind weitgehend mit konventionellen Aufbauten der ultraschallüberlagerten Zerspanung vergleichbar, z.B. aus dem Bereich der ultraschallüberlagerten Schleif- oder Drehbearbeitung: Ein Schallwandler mit maximaler elektrischer Leistung von 400 W dient der Konvertierung elektrischer Energie in mechanische Schwingungen. Darauf folgend schließen sich Booster und Sonotrode an, welche zusammen aufgrund der Durchmessererjüngung in Richtung der Spitze der Schwingungskette eine Amplitudenverstärkung um den Faktor 1,25 bewirken. In der Mitte der Sonotroden-Stirnfläche ist ein M10-Innengewinde eingebracht (Feingewinde) über welches das Werkzeug zwischen Sonotrode und Arretierungsschraube geklemmt werden kann. Die Spitze der Sonotrode ist zudem mit einem konzentrischen Absatz, mit einem Durchmesser von 25 mm und einer Absatzhöhe von 1 mm versehen, was der passgenauen Aufnahme von Sägewerkzeugen an der Innenbohrung dient (k8/H7 Übergangspassung für  $d = 25$  mm). Die Absatzhöhe ist kleiner als die verwendete minimale Stammblattstärke von 1,4 mm. Damit werden der direkte Kontakt zwischen den Stirnflächen von Sonotrode und Arretierungsschraube

vermieden, wodurch zusätzliche Reibungsverluste zwischen diesen Flächen eliminiert werden. Dies ist von besonderer Bedeutung, da an der Sonotrodenspitze die maximale Amplitude in longitudinale Richtung anliegt und diese möglichst verlustfrei in das Sägewerkzeug eingeleitet werden soll.

Die vorherrschenden Schwingverhältnisse bei der Ultraschallanregung scheibenförmiger Werkzeuge sind anhand des verwendeten Versuchsaufbaus in Abbildung 24 dargestellt. In axiale Richtung bildet sich ausgehend vom Wandler (hier: Longitudinal-Aktor) eine Longitudinal- bzw. Längswelle aus. Die axiale Länge  $L_{ges}$  des Schwingensystems ist entsprechend eines  $\lambda/2$ -Ansatzes so gewählt, dass sich zwischen Wandler und Sonotrodenspitze eine stehende Welle mit einer Gesamtlänge von  $L_{ges} = \frac{3}{2} \cdot \lambda$  ausbildet. Die Schwingungskette erfüllt damit die Bedingungen zur Gewährleistung einer stehenden Welle mit ungleichen Reflexionsenden und drei Knotenpunkten in axialer Richtung für die zweite Oberschwingung  $n = 2$  (siehe Gleichung 1, S. 19).

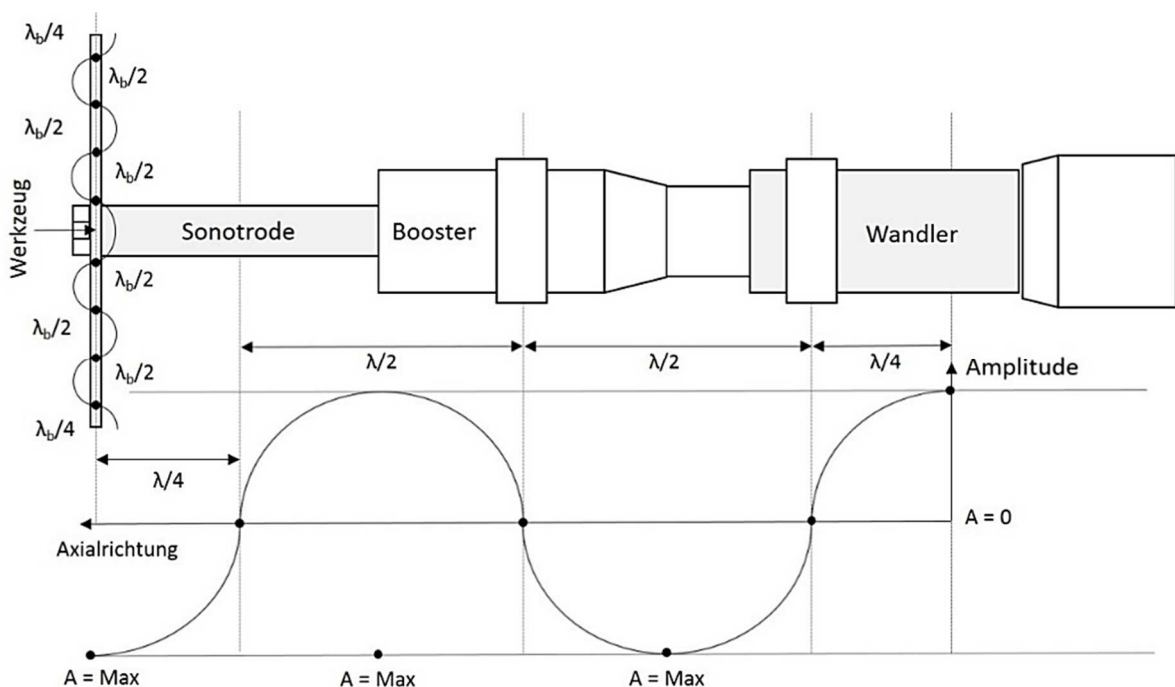
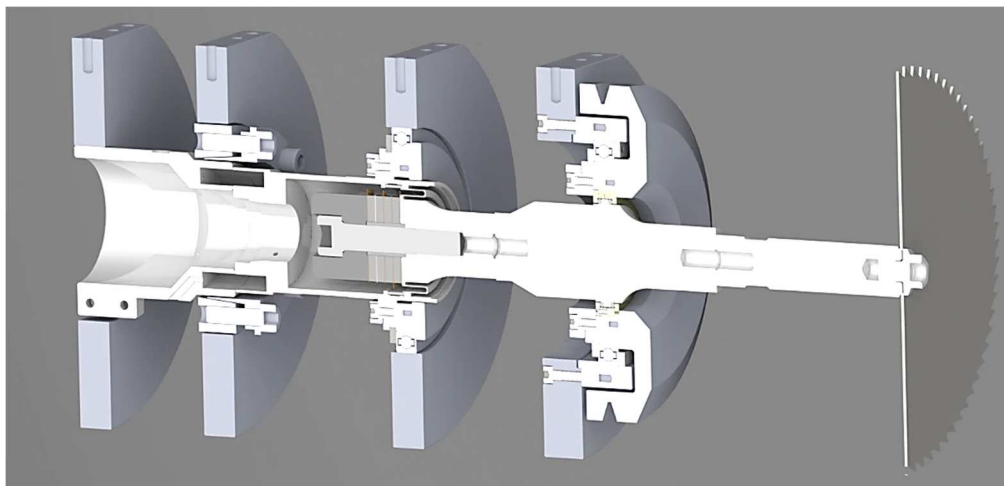


Abbildung 24: Schematische Schwingverhältnisse der verwendeten Schwingungskette

Durch die Werkzeugaufnahme sowie eine Arretierungsschraube ist an der Spitze der Schwingungskette der notwendige Form- und Kraftschluss für die Transformation von longitudinaler zu transversaler Ausbreitungsrichtung der Ultraschallwelle sichergestellt. Die Transformation erfolgt im Bereich einer kleinen, ringförmigen Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Sonotrode von  $125 \text{ mm}^2$ . Da Werkzeug und Sonotrode orthogonal

zueinanderstehen, findet die Schwingungsanregung ebenfalls orthogonal zum Werkzeug statt, weshalb die weitere Ausbreitung der Schallwelle entlang des Sägewerkzeugs transversal in Form einer Biegewelle mit der kürzeren Biegewellenlänge  $\lambda_b$  erfolgen muss (vgl. Abbildung 8). Aufgrund der Randbedingung  $\lambda_b < \lambda$  bilden sich bei vergleichbarer Wellenträgerlänge am Sägewerkzeug mehr Schwingungsknoten aus, als entlang der Längsachse von Sonotrode, Booster und Wandler. Zudem liegen die Knoten am Sägewerkzeug nicht nur als Knotenpunkte vor, sondern bilden wegen der dreidimensionalen rotationssymmetrischen Plattenform Knotenlinien aus. Aufgrund komplexer Verzahnungsgeometrien im Randbereich der Sägewerkzeuge sind einfache  $\lambda/2$ -Ansätze zur Vorhersage der Betriebsschwingform nicht ausreichend.

Abbildung 25 zeigt die konstruktive Integration der Schwingungskette innerhalb des Versuchsstands. Die longitudinalen Knotenpunkte werden zur Lagerung, im Bereich des Aktors (Radiallager) sowie des Boosters (Radial- und Axiallager) genutzt. Die Boosterlagerung nimmt die aus dem Zerspanprozess sowie Riementrieb resultierenden Axial- und Radialkräfte auf, um den Aktor vor mechanischer Schädigung zu schützen. Koppelstellen zwischen Aktor, Booster und Sonotrode sind jeweils  $\lambda/4$  nach jedem Knotenpunkt positioniert, da der Schallwechseldruck der Verschiebung um diesen Betrag naheilt (Lehfeldt 1973, S. 28). Damit können die inneren Spannungen zwischen den Kontaktflächen bzw. den verbindenden Gewindestiften minimal gehalten werden.



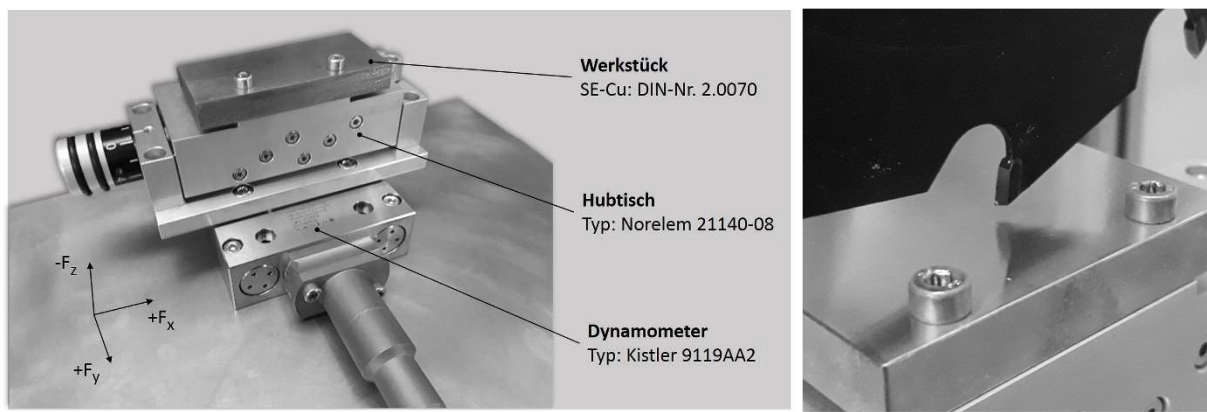
**Abbildung 25: Versuchsaufbau zur Ultraschallüberlagerung scheibenförmiger Werkzeuge**

Aus dem modularen Aufbau der Schwingungskette sowie den Werkzeugtoleranzen selbst resultieren Rundlaufabweichungen zwischen der Rotationsachse sowie dem Flugkreis der Werkzeugschneide in Höhe von 0,03 mm. Um monokausale Zusammenhänge zwischen

Spannungsdickenänderung und Prozesskraftreduzierung zweifelsfrei ermitteln zu können, wurde der Aufbau um den in Kapitel 4.2 beschriebenen Einzahn-Versuch erweitert.

## 4.2 Einzahn-Versuchsaufbau und Kraftmessung

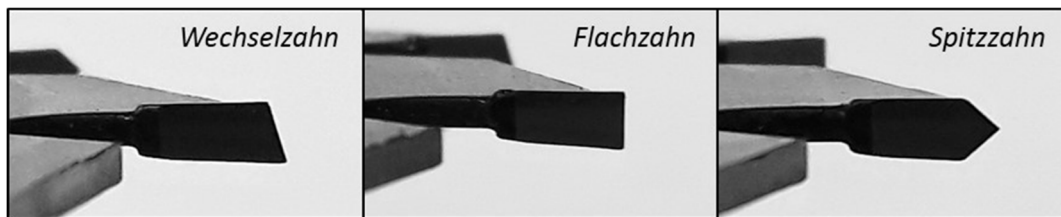
Der Zerspanungsprozess einer einzelnen Hartmetallschneide wird mit Hilfe eines Einzahn-Versuchs abgebildet und analysiert. Ziel ist der direkte Vergleich der ultraschallüberlagerten Zerspanung mit dem konventionellen Zerspanvorgang. Abbildung 26 links zeigt den werkstückseitigen Versuchsaufbau sowie die Koordinatenachsen des Mehrkomponentendynamometers (Raab et al. 2020a).



**Abbildung 26: Werkstück und Dynamometer im Einzahn-Versuch (Raab et al. 2020a)**

Das Werkstück (6 cm x 4 cm x 1,5 cm) wird auf einem Miniatur-Hubtisch arretiert, welcher die Einstellung der Spannungsdicke erlaubt. Die gesamte Werkstückhalterung ist auf einem Mehrkomponenten-Dynamometer fixiert (Typ: Kistler MiniDyn 9119AA2), was die Aufnahme der Zerspankraftkomponenten ermöglicht. Als Werkstoffe kommen Kupfer und Aluminium zum Einsatz (siehe Spezifikation in Anhang 4). Das hartmetallbestückte Kreissägewerkzeug (160 mm x 2,4/1,4 mm x 25 mm Z12, Stammblattwerkstoff 75Cr1) ist während des Versuchs in seiner Drehposition arretiert, so dass ein einzelner Zahn im orthogonalen Schnitt bei 15° Spanwinkel im Eingriff ist (Abbildung 26, rechts). Die Schnittbewegung des Werkstücks wird durch eine Maschinenachse unterhalb der Werkstückaufnahme vollzogen. Aus der linearen Vorschubbewegung resultiert ein orthogonaler Schnittverlauf, vergleichbar zum Hobeln nach (DIN 8589-6). Dies entspricht dem Spanen mit schrittweiser, wiederholter, geradliniger Schnittbewegung sowie schrittweiser, zur Schnittrichtung senkrechter Vorschubbewegung durch das Werkstück. Eine direkte Übertragbarkeit zwischen Einzahn-Versuch und Kreissägeprozess bleibt im Bereich kleiner Zahnvorschübe gegeben, da für diesen Fall die für den Kreissägeprozess

typische Kommaspannbildung vernachlässigbar ist. Das Testwerkzeug selbst ist für den Einzahn-Versuch mit drei Verzahnungsvarianten ausgestattet (siehe Abbildung 27).



**Abbildung 27: Verzahnungsvarianten für den Einzahn-Versuch (Raab et al. 2020a)**

Die drei dargestellten Zahngeometrien werden numerisch im Hinblick auf ihr Schwingverhalten bei 20 kHz untersucht (siehe Kapitel 5.4). Es wurde neben bekannten Standard-Geometrien aus der Kreissägezerspannung – wie dem Wechselzahn oder dem Flachzahn – auch ein Spitzzahn erprobt, um den Einfluss einer spitz zulaufenden Hauptschneide auswerten zu können. Je nach Zahnform werden unterschiedliche Schneidenkinematiken und damit auch Kontakt- sowie Reibungsverhältnisse zwischen Schneide und Werkstück erwartet. Dies hat wiederum Auswirkungen auf die Zerspankraftkomponenten  $F_c$  und  $F_{cn}$ , welche in Kapitel 6 ausführlich analysiert werden. Daneben erlaubt die dargestellte Versuchskonfiguration Auswirkungen des Ultraschalls auf die Spannbildung sowie die Werkstücktopografie vergleichend zu analysieren.

Die explizite Dynamik des Kraftverlaufs kann mit heutigen Dynamometern und Ladungsverstärkern nicht bis in den Ultraschallbereich abgebildet werden, da die Eigenfrequenzen der Dynamometer dafür deutlich zu niedrig sind. Aus diesen Grund bedient man sich tiefpassgefilterter, quasistatischer Messwerte. Der Vergleich relativer, gemittelter Kraftverläufe ist in der Literatur eine bekannte Vorgehensweise zur Untersuchung ultraschallüberlagerter Zerspanprozesse: So wurden in (Eber 2013, S. 65) bei der Ultraschallbearbeitung von Gestein quasistatische Messungen für den Vergleich der Prozesskräfte herangezogen. Bei den Zerspanversuchen im 20-kHz-Frequenzbereich wurde die Schwingungsamplitude zwischen 6,8  $\mu\text{m}$  und 16,9  $\mu\text{m}$  variiert. Die signifikante Reduzierung der relativen Bearbeitungskräfte war anhand eines Kraftsprungs im Messsignal erkennbar, wobei die Höhe der Ultraschallamplitude mit dem Grad der Kraftreduktion korrelierte. (Rübenach 2001, S. 67) verwendete bei der schwingungsunterstützten Ultrapräzisionsbearbeitung optischer Gläser eine analoge Messmethodik. Bei Ultraschallfrequenzen von 39 kHz und Amplituden von 3  $\mu\text{m}$  wurde eine zeitliche Mittelung des Signals bei einer Tiefpassfrequenz von 300 Hz vorgenommen.



Die Reduktion der zeitlich gemittelten Prozesskräfte konnte in den Kraftmesskurven konventioneller sowie ultraschallüberlagerter Versuche vergleichend ermittelt werden.

Für den direkten Vergleich zwischen ultraschallüberlagerter und konventioneller Zerspanung kommen beim Einzahn-Versuch zwei Konfigurationen zur Anwendung: Für kleine Schnittgeschwindigkeiten bis 0,5 m/min werden sogenannte 50:50-Versuche durchgeführt. Bei Schnittgeschwindigkeiten ab 1 m/min werden dagegen Vergleichsversuche vorgenommen. Abbildung 28 oben zeigt beispielhaft das Rohsignal eines 50:50-Versuchs. Es handelt sich um eine quasistatische Kraftmessung (Kanaleinstellung: DC long) mit einer Tiefpassfilterung von 1 kHz. Durch Deaktivierung des Ultraschallgenerators wird auf halbem Schnittweg der Unterschied zwischen ultraschallüberlagerter und konventioneller Zerspanung direkt im Messsignal ablesbar (sprunghafter Kraftanstieg). Die Kraftkomponenten  $F_x (= F_c)$  und  $F_z (= F_{cn})$  können damit vor und nach dem Kraftsprung ermittelt werden. Die Mittelung des Signals über 150 Messpunkte vereinfacht die Bestimmung der Kraftwerte (siehe Abbildung 28, unten).

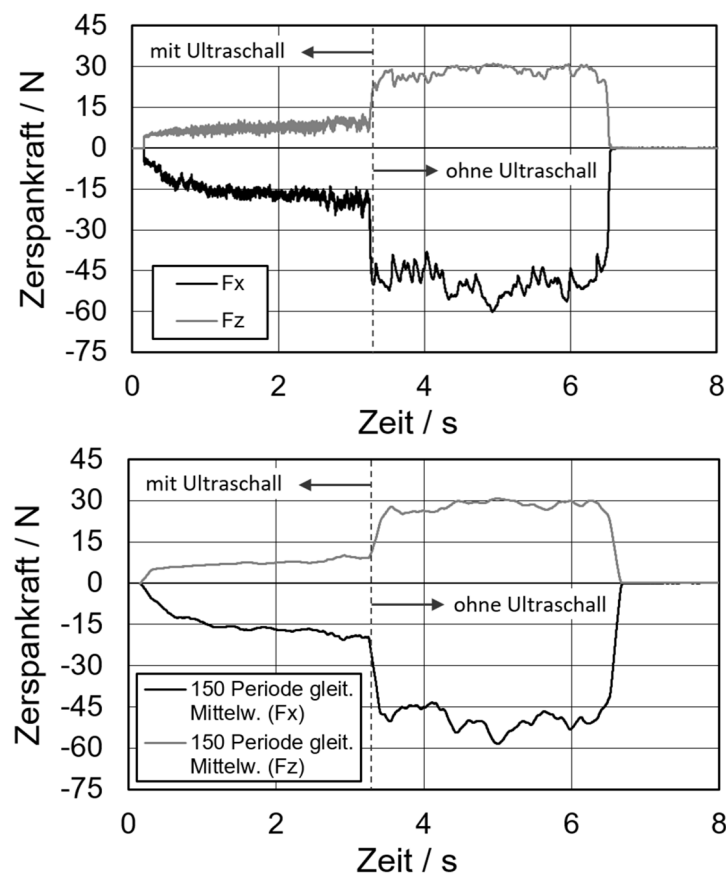


Abbildung 28: Kraftmesskurve beim 50:50-Versuch (oben) sowie Mittelwertbildung zur Glättung des Messsignals (unten) (Werkstoff: Kupfer; Wechselzahn)

Bei steigenden Schnittgeschwindigkeiten ist die 50:50-Versuchskonfiguration nicht zielführend, da die Eingriffszeit über der Probenlänge die Ausschwingzeit nach Deaktivierung des Ultraschallgenerators unterschreiten kann. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit kann deshalb kein sichtbarer Sprung im Messsignal mehr abgelesen werden. Alternativ wurden Vergleichsversuche durchgeführt. Diese sind bis auf den aktivierten bzw. deaktivierten Schwingungsanteil parametergleich. Die Kraftmesskurven beider Schnittverläufe lassen sich direkt miteinander vergleichen, wie in Abbildung 29 dargestellt. Der Abgleich zwischen den einzelnen Kraftkomponenten erfolgte in der Mitte des Schnittwegs, da hier von einem weitgehend stationären Zustand ausgegangen werden kann. Kraftschwankungen bzw. Überhöhungen, vor allem während des Eintritts der Schneide, werden somit aus der Bewertung ausgeschlossen.

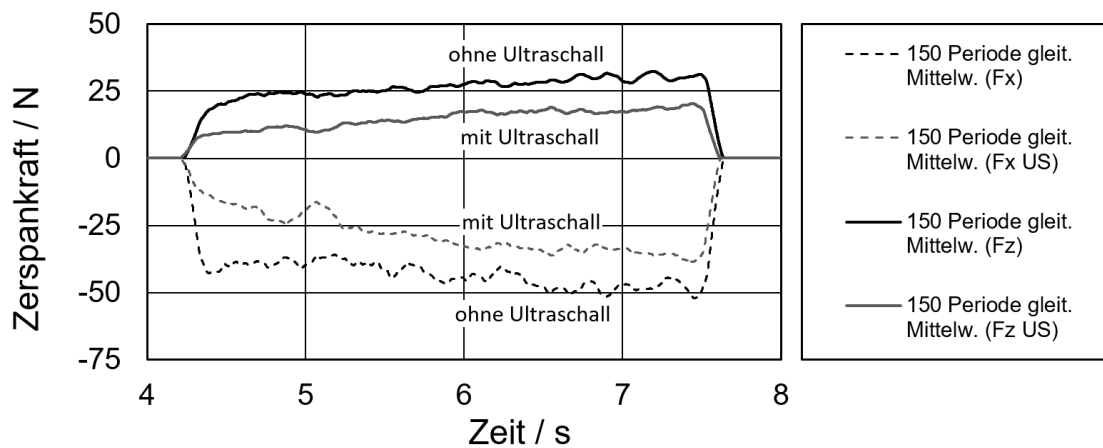


Abbildung 29: Kraftmesskurven bei der Kupferzerspanung mit Wechselverzahnung bei einer Mittelwertbildung über 150 Messpunkte

### 4.3 Akustische Materialprüftechnik

Zur Ermittlung der Eigenfrequenzlagen scheibenförmiger Werkzeuge kam die akustische Materialprüftechnik bzw. Resonanzanalyse zur Anwendung (Hertlin 2003). Mit Hilfe der akustischen Materialprüftechnik der Firma RTE Akustik+Prüftechnik GmbH konnte das Resonanzspektrum scheibenförmiger Werkzeuge oder Stahlronden bis in den Ultraschallbereich sichtbar gemacht werden. Der in Abbildung 30 dargestellte Messaufbau wurde – nach Vorbild eines Prüfstands zur Qualitätssicherung bei Scheibenbremsen – für diesen Einsatz angepasst (Raab et al. 2019).

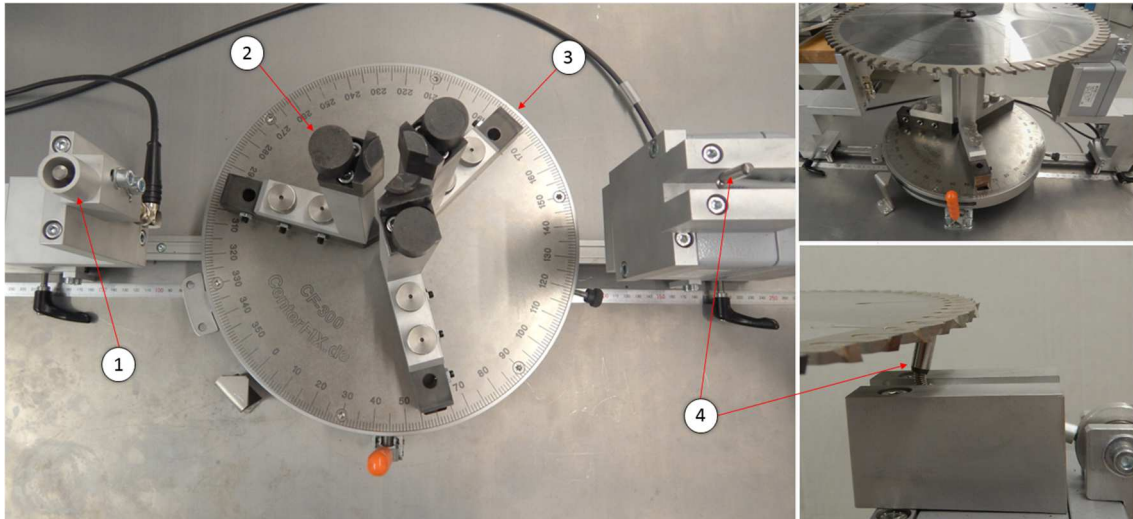
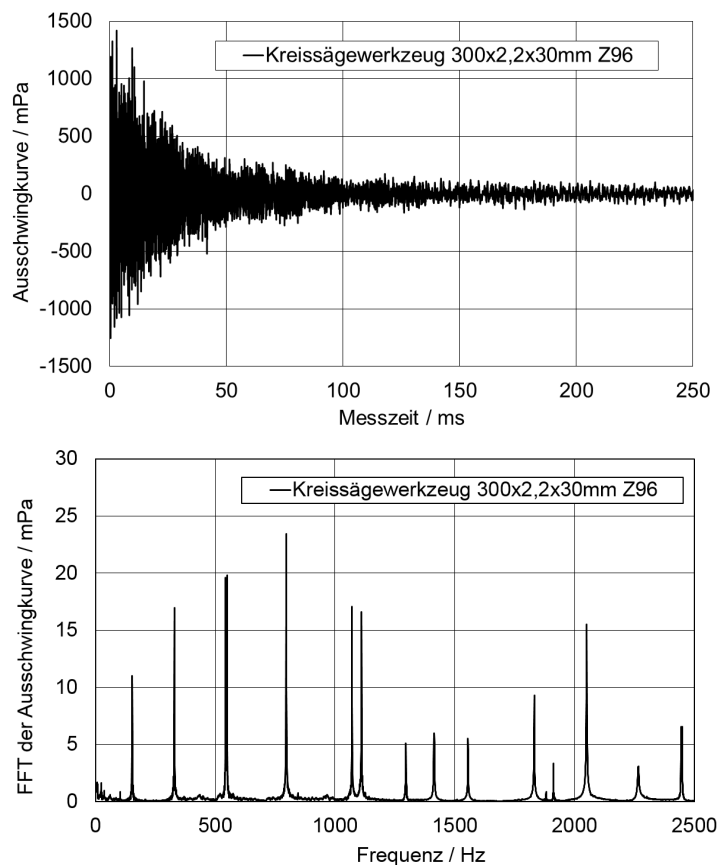


Abbildung 30: Messaufbau zur akustischen Materialprüftechnik (Raab et al. 2019)

Ein Elektret-Kondensatormikrofon mit einer Abtastrate von 102400 Hz gewährleistet die Messgenauigkeit des Messsystems (①). Vor Beginn der Messung wird zunächst das zu untersuchende Kreissägewerkzeug mittig auf einer Dreipunkt-Auflage abgelegt (②). Werkzeug und Dreipunkt-Auflage sind durch einen Elastomerbelag voneinander entkoppelt, da der direkte Kontakt metallischer Flächen die Weiterleitung des Schalls erlauben würde, wodurch die Eigenfrequenzen des Messobjekts beeinflusst würden. Die Dreipunkt-Auflage ist auf einem Drehtisch gelagert (③), sodass während der Prüfung zwischen unterschiedlichen Winkelpositionen variiert werden kann. Die Prüfpositionen lassen sich manuell mit Hilfe einer 360°-Winkelskala einstellen. Zum Start einer Punktmessung erfolgt die punktuelle, impulsartige Anregung des Werkzeugs durch einen Hammerschlag mit einem mechanisch vorgespannten Hammer (④). Dessen Position kann je nach Durchmesser des Prüfobjekts radial zum Prüfobjekt verschoben werden. Auf der dem Hammer gegenüberliegenden Seite wird während der Impulsanregung die akustische Antwort des Werkzeugs durch das Elektret-Mikrofon in Form der Ausschwingkurve aufgezeichnet. Die mechanische Anregung sowie die akustische Messwerterfassung erfolgen vom Werkzeug aus betrachtet also gegenüberliegend, um 180° versetzt zueinander. Dies ist möglich, da die Schwingungen des angeregten Kreissägewerkzeugs die umgebende Luft anregen und der entstehende Luftschall integral mit dem Mikrofon erfasst werden kann. Das Ergebnis wird durch die Prüfsoftware in Form eines elektrischen Spannungssignals in Abhängigkeit von der Zeit aufgezeichnet (Abbildung 31, oben) und mit Hilfe des Kalibrierwerts des Mikrofons (nach Prüfzertifikat: 50,8 mV/Pa) in Pascal ausgegeben. Im Anschluss wird dieses Zeitsignal durch eine *Fast*

*Fourier Transformation* (FFT) in den Frequenzbereich überführt. Dadurch wird die Lage der Eigenfrequenzen durch deutliche Peaks im Amplituden-Frequenz-Diagramm erkennbar. Aus dem individuellen Ausschwingverhalten des Werkzeugs resultiert dessen Resonanzspektrum, welches durch die Messung sichtbar gemacht wird (Abbildung 31, unten).



**Abbildung 31: Ausschwingkurve und Resonanzspektrum eines HM-Kreissägewerkzeugs**

Die Position des Elektret-Mikrofons lässt sich – ebenso wie die des Hammers – radial an die Größe des Prüfbobjekts anpassen. Um alle Frequenzen des Resonanzspektrums erfassen zu können, erfolgen an einem Prüfbobjekt vier Punktmessungen, jeweils an unterschiedlichen Winkelpositionen. Bei nur einmaliger Messung besteht die Gefahr, im Bereich eines Schwingungsknotens zu messen und dadurch einzelne Eigenfrequenzen des Spektrums zu verlieren. Da die Eigenformen symmetrischer Prüfkörper ebenfalls symmetrisch ausfallen (siehe Abschnitt 2.1.4), müssen die Winkelpositionen in unregelmäßigen Winkelabständen eingestellt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden hierfür die Winkelpositionen  $4^\circ$  -  $6^\circ$  -  $12^\circ$  -  $22^\circ$  verwendet und die sich ergebenden Frequenzspektren der einzelnen Positionen abschließend gemittelt.

## 5 Untersuchung des Werkzeug-Schwingverhaltens

Durch die Einleitung hochfrequenter Wechselschwingungen im Bereich der Aufnahmebohrung des Kreissägewerkzeugs entsteht ein mehrdimensionales Schwinggebilde. Aufgrund variierender Verzahnungen, Spanräume sowie Massenverteilungen ist ein alleiniger analytischer Lösungsansatz zur Ermittlung des Werkzeugeigenverhaltens sowie der Betriebsschwingung bei 20 kHz nicht möglich. Für die dreidimensionale Abbildung des qualitativen Werkzeugschwingverhaltens im Ultraschallbereich wurde deshalb ein eigener Lösungsansatz geschaffen, welcher auf der FEM-gestützten Modalanalyse sowie der harmonischen Analyse aufbaut. Ziel ist die Vorhersage komplexer Betriebsschwingformen scheibenförmiger Werkzeuge bei 20 kHz. Von besonderem Interesse im Hinblick auf die Zerspanung sind die kinematischen Verhältnisse im Bereich der Werkzeugschneide. Das Vorgehen sowie der angewandte Lösungsansatz sind schematisch in Abbildung 32 dargestellt.

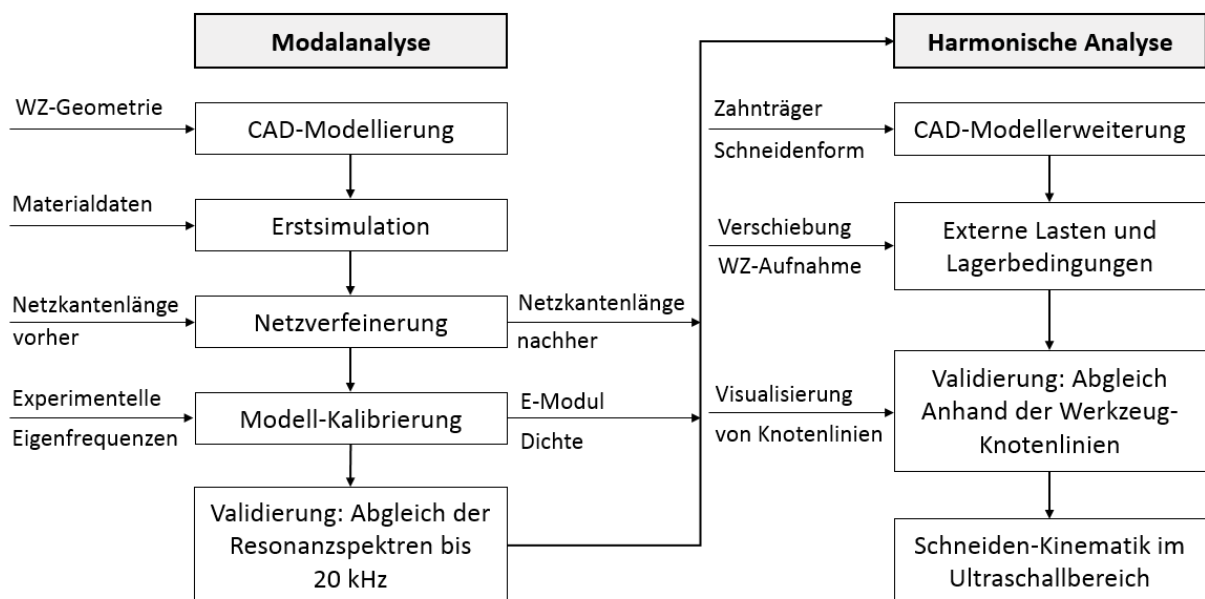


Abbildung 32: Schematischer Ablauf zur FE-gestützten Ermittlung der mehrachsigen Werkzeug- und Schneidenkinematik

In Kapitel 5.1 wird im ersten Schritt die Modellbildung in der FE-Modalanalyse am Beispiel unverzahrter Stahlronden und verzahrter HM- bzw. HSS-Werkzeuge gezeigt. Hierbei wird zunächst lediglich das Werkzeugeigenverhalten ohne externe Anregung untersucht. Dies dient im ersten Schritt der Ermittlung der erforderlichen Netzkettenlänge und zur

Erfassung aller relevanten Eigenfrequenzen bis 20 kHz. Daneben wird auf die wesentlichen Unterschiede in der Ausprägung von Eigenformen des unteren Frequenzbereichs (< 5 kHz) sowie des Ultraschallbereichs (20 kHz) eingegangen. Anschließend erfolgt die Kalibrierung des Modells im Rahmen der FE-Modalanalyse auf Basis messtechnisch erfasster Resonanzspektren der Testronden (siehe Kapitel 5.2).

Kapitel 5.3 beschreibt die Erweiterung des Simulationsmodells um externe Lasten sowie Zwangsbedingungen innerhalb der harmonischen-Analyse. Zuerst wird die orthogonal zur Werkzeugebene eingeleitete Ultraschallschwingung im Bereich der Aufnahmebohrung als Eingangsgröße quantifiziert. Danach werden die verwendeten Solver-Einstellungen, wie Eingangsparameter und Lagerbedingungen definiert. Es folgt die Validierung der Simulationsergebnisse auf Basis experimenteller Versuche zur Visualisierung der Knotenlinien bei 20 kHz. In Kapitel 5.4 wird abschließend auf die Schneidenkinematik des in Zerspanversuchen (Kapitel 6) verwendeten Sägewerkzeugs bei orthogonal zur Werkzeugebene stattfindender Schwingungsanregung eingegangen. Dazu wird der simulierte Bewegungsablauf unterschiedlicher Schneidengeometrien im Zeitraum einer Schwingungsperiode betrachtet und daraus die normierten Verschiebungsanteile in den drei Raumrichtungen des Bezugskoordinatensystems gegenübergestellt.

## 5.1 Modellbildung

Die Modellbildung beinhaltet die Generierung von CAD-Teilsegmenten zur Reduzierung der benötigten Solver-Zeit. Daneben werden die Solver-Einstellungen sowie die im initialen Simulationslauf verwendeten Werkstoffkennwerte aufgeführt. Es folgt die Bestimmung der maximalen radialen Netzkantenlänge an einem verzahnten monolithischen Kreissägewerkzeug im Frequenzbereich von 20 kHz. Abschließend werden die numerisch errechneten Eigenfrequenzen der Sägeronde sowie deren zugehörigen Eigenformen dargestellt. Diese dienen der späteren Modellkalibrierung in Kapitel 5.2 als Wertebasis.

### 5.1.1 Modalanalyse: Pre-Processing

Im Rahmen des *Pre-Processings* der FE-Modalanalyse wurde zunächst die Geometrie des Werkzeugs in Segmentform in *ANSYS Workbench* importiert. Dies erfolgte – mit Ausnahme parametrisierter Werkzeugparameter – im STEP- oder IGES-Format. Der Teilungswinkel der Segmente, welcher maßgeblich die Simulationsdauer mitbestimmt, richtet sich beim verzahnten Werkzeug nach der vorliegenden Zähnezahzahl und anderen

geometrischen Aspekten wie Dämpfungs- und Dehnungsschlitzten. Für Sägeronden ohne Verzahnung wird der Teilungswinkel zweckmäßig klein gewählt, um Rechenzeit einzusparen. Abbildung 33 und Abbildung 34 zeigen dazu beispielhaft die vernetzten Teilsegmente einer Sägeronde sowie eines HM-Sägewerkzeugs.

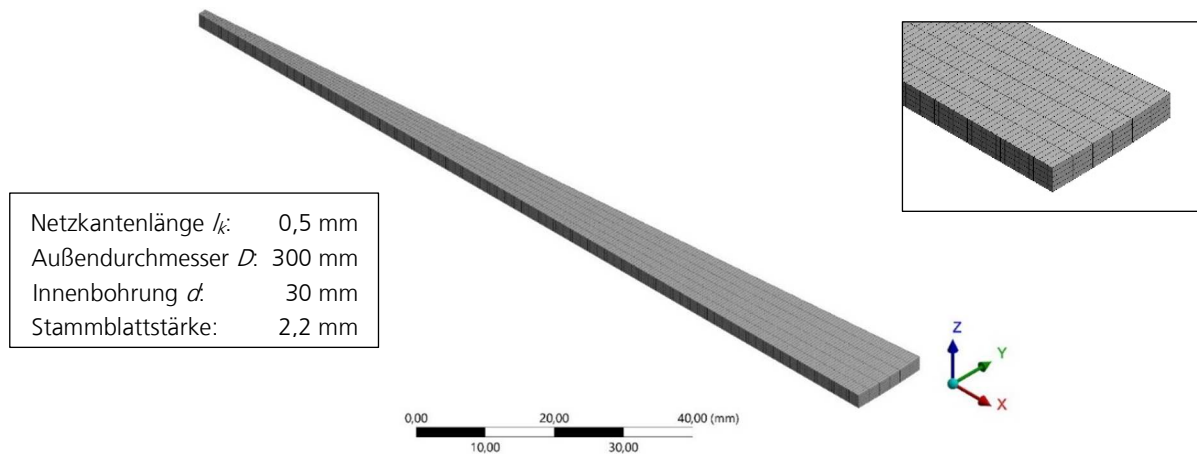


Abbildung 33: Automatische Vernetzung eines Rondensegments als Vorbedingung der zyklischen Symmetriebedingung (5° Teilungswinkel)

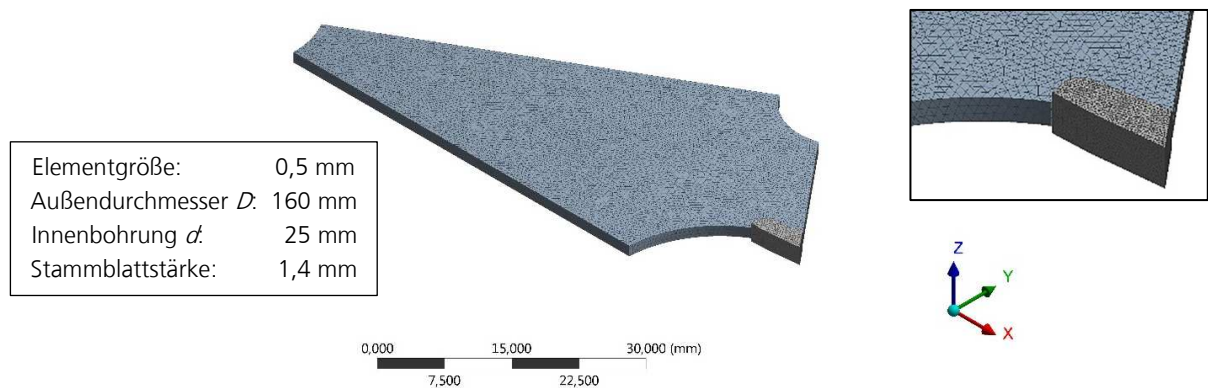


Abbildung 34: Tetraeder-Vernetzung eines HM-Werkzeug-Segments als Vorbedingung der zyklischen Symmetriebedingung (30° Teilungswinkel,  $Z = 12$ )

Zur Ausnutzung der Symmetriebedingung wurde ein zyklisches Koordinatensystem mit Ursprung in der Bohrungsmitte des Werkzeugs ergänzt. Kontaktstellen zwischen Werkzeug und Sägezahn wurden idealisiert als Verbund definiert. Die Höchstzahl der zu suchenden Eigenfrequenzen bis 20 kHz wurde zur Reduzierung der Solver-Zeit auf 250 Moden beschränkt. Externe Dämpfungs- sowie Corioliseffekte wurden vernachlässigt, da sie bei der akustischen Materialprüftechnik keinen Einfluss auf das Ergebnis der Resonanzanalyse nehmen. Bis zur weiteren Modellkalibrierung werden allgemeine Stahlkennwerte für E-Modul, Dichte sowie Poissonzahl zu Grunde gelegt.

### 5.1.2 Optimierung der Vernetzungsqualität

Die Vorgabe der minimalen Netzkantenlänge bestimmt maßgeblich die Netzqualität sowie die Solver-Zeiten. Hierzu ist ein Optimum zu ermitteln, welches hinreichend genaue Resonanzspektren liefert und gleichzeitig die maximale Modellgröße nicht durch eine beliebig feine Vernetzung überschreitet, da dies zu Solver-Fehlern führt. In der Literatur sind für modale und harmonische Analysen niedriger Frequenzbereiche zwischen drei und fünf Netzknoten je halber Biegewellenlänge  $\lambda_b$  vorgesehen (Kollmann 2000, S. 216). Die Biegewellenlänge  $\lambda_b$  lässt sich bei transversaler Ausbreitung näherungsweise nach Gleichung 19 bestimmen. In Tabelle 4 werden die so ermittelten Biegewellenlängen und resultierenden radialen Netzkantenlängen bei fünf Knoten je halber Biegewellenlänge gegenübergestellt. Daneben sind der Einfluss von Werkstoffeigenschaften, variierender Plattendicken sowie der Schwingfrequenzen berücksichtigt. Daraus lässt sich wiederum die Knotenanzahl in Ausbreitungsrichtung bei vorgegebener Distanz  $l = \frac{D}{2}$  bestimmen.

**Tabelle 4: Einfluss von Werkstoffparametern und Plattendicke auf die Biegewellenlänge  $\lambda_b$**

	Aluminium	Titan	Stahl V1	Stahl V2	Stahl V3
E-Modul / GPa	70	105	200	200	200
Dichte / (kg/m <sup>3</sup> )	2700	4500	7850	7850	7850
Poissonzahl / -	0,35	0,33	0,3	0,3	0,3
Plattendicke / mm	2	2	2	1	2
Frequenz / Hz	20000	20000	20000	20000	10000
$\lambda_b/2$ bei 20 kHz / mm	15,69	15,23	15,49	10,95	21,91
Knotenzahl für $l=125$ mm	8	8	8	11	5
Netzkantenlänge / mm	3,14	3,05	3,10	2,19	4,38

Es wird deutlich, dass zwischen den Werkstoffen Aluminium, Titan und Stahl bei gleicher geometrischer Gestaltung der Platte nur marginale Differenzen in der Biegewellenlänge sowie den resultierenden Schwingungsknoten bestehen. Dies ist mitunter der Grund, weshalb diese Werkstoffe auch komplementär für Sonotroden verwendet werden. Einen deutlicheren Einfluss haben dagegen geometrische Veränderungen, wie die Reduzierung der Plattendicke, welche mit der Sägeblattstärke gleichgesetzt werden kann. Ebenso sticht der Einfluss der Schwingfrequenz heraus: eine Verdopplung der Frequenz resultiert über die betrachtete Distanz von 125 mm in einer Zunahme der Schwingungsknoten von 5 auf 11.



In Abbildung 35 sind die wichtigsten Zusammenhänge zwischen Biegewellenlänge  $\lambda_b$ , Plattendicke bzw. Stammblattstärke  $t$  sowie Schwingfrequenz  $f$  zusammengefasst.

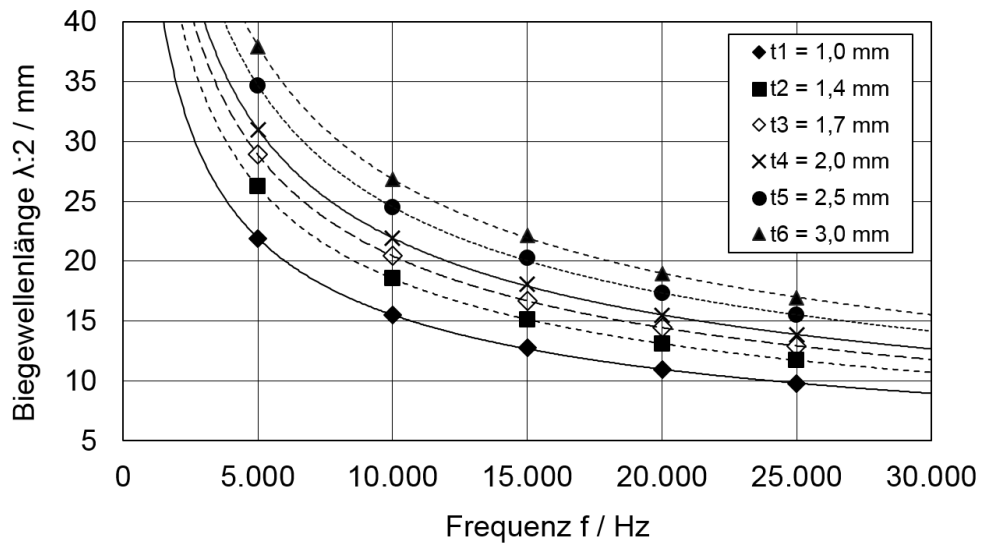


Abbildung 35: Zusammenhang zwischen Biegewellenlänge, Frequenz und Plattendicke

Auf Basis der in Tabelle 4 ermittelten Netzkantenlänge für „Stahl V2“ wurde für die initiale FE-Modalanalyse eine Netzkantenlänge von 2 mm gewählt. Jedoch kann von keiner direkten Übertragung der Tabellenwerte auf verzahnte Werkzeuge im Ultraschallbereich ausgegangen werden, da die kürzeren Biegewellenlängen im Ultraschallbereich kleinere Elementgrößen erfordern. In der Folge wurde die Vernetzung weiter verfeinert und unerwünschte Frequenzverschiebungen der berechneten Moden ausgewertet:

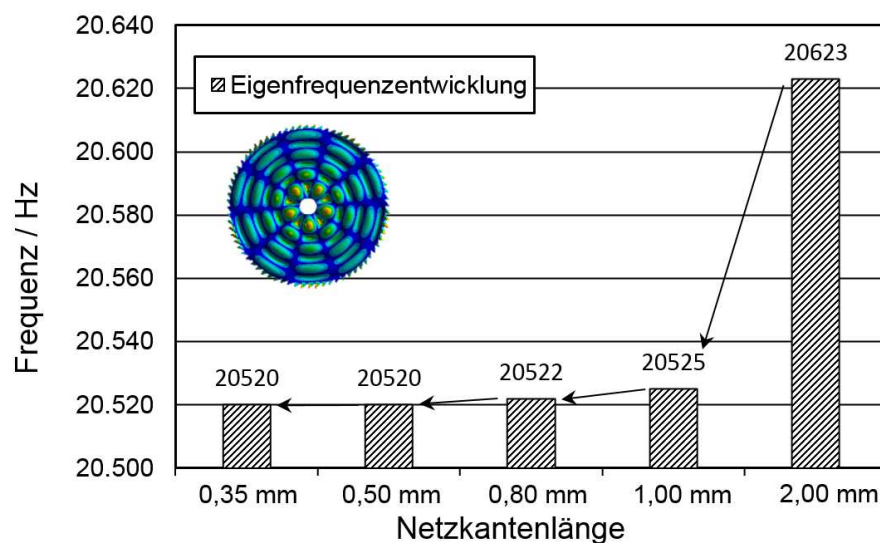


Abbildung 36: Einfluss der Netzkantenlänge am Beispiel einer Mode mit hohen Verschiebungsanteilen im Bereich des Stammblatts

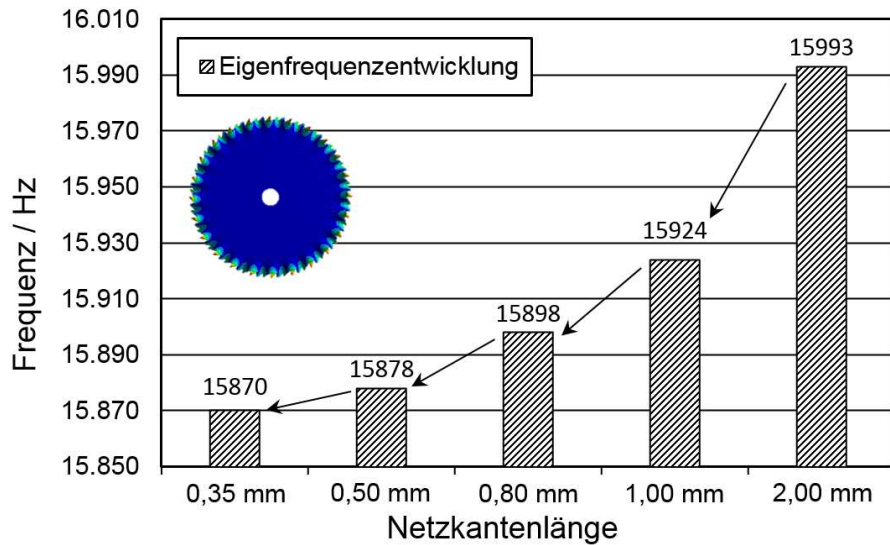


Abbildung 37: Einfluss der Netzkantenlänge am Beispiel einer Mode mit hohen Verschiebungsanteilen im Bereich der Verzahnung

In Abbildung 36 und Abbildung 37 werden repräsentativ variierende Netzkantenlängen zweier Eigenformen mit Hauptverschiebungen im Innen- sowie im Randbereich des Werkzeugs gezeigt. Betrachtet wurde ein verzahntes, monolithisches Kreissägewerkzeug (240 mm x 1,7 mm x 25mm Z72). Vor allem Eigenformen mit hohem Verschiebungsanteil im Bereich der Verzahnung erfordern kleinere Netzkantenlängen von mindestens 0,5 mm, um netzbedingte Verschiebungen einzelner Frequenzen auszuschließen. Diese Einstellung entspricht circa 30 Netzknoten je halber Biegewellenlänge bei Simulationszeiten von 18 – 20 Minuten. Abbildung 38 zeigt den Ergebnissatz dieser Konfiguration anhand des linearen Verlaufs der Modendichte (Wandinger 2013, S. 5) bis in den Ultraschallbereich.

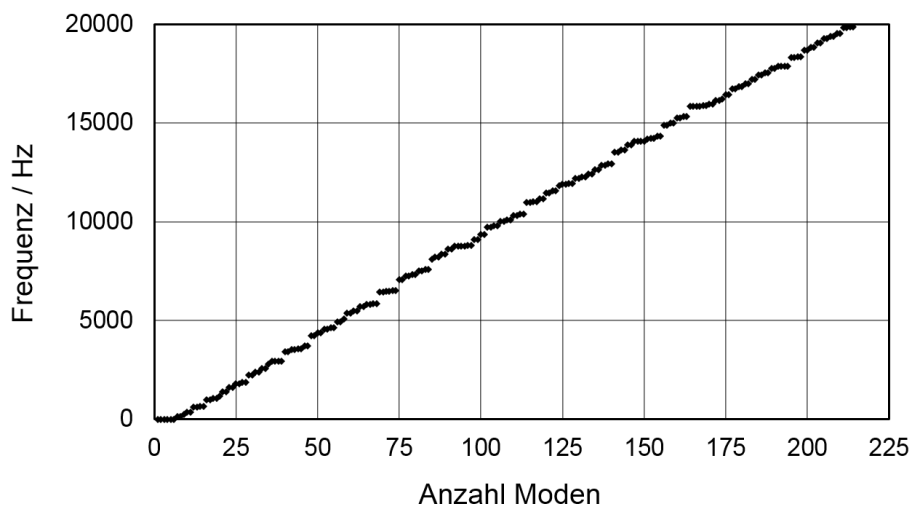
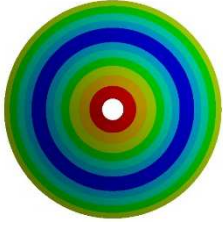
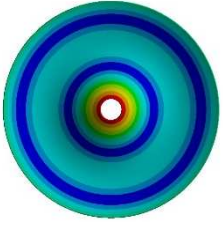
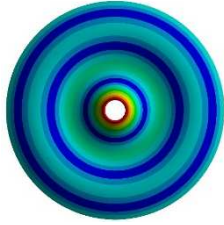
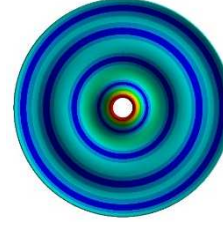
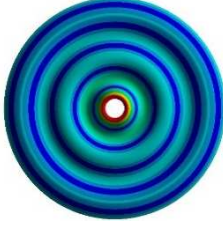
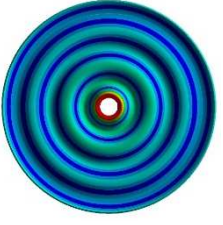
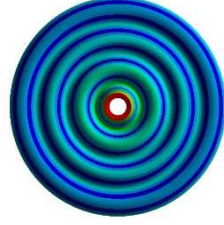
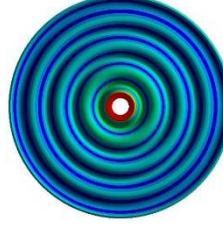


Abbildung 38: Modendichte des monolithischen Versuchswerkzeugs (240 mm x 1,7 mm x 25 mm, Z72) bis 20 kHz bei Netzkantenlängen von 0,5 mm

### 5.1.3 Eigenformen der 75Cr1-Stahlronde

Zur Vorbereitung der Modellkalibrierung im nachfolgenden Kapitel 5.2 wird eine initiale FE-Modalanalyse am Beispiel einer Testronde durchgeführt. Die Maße des Probenkörpers betragen dabei 300 x 30 x 2,2 mm (siehe Abbildung 33). Die ermittelten Eigenfrequenzen dieser initialen FE-Analyse dienen der späteren Modellkalibrierung als Ausgangsbasis. Die Kalibrierung selbst erfolgt auf Basis messtechnisch ermittelter Eigenfrequenzen an einer geometrisch identischen Testronde (Stammbblattwerkstoff: 75Cr1). Die nachfolgenden Abbildungen zeigen im Ergebnis relevante Eigenformen (Moden) der FE-Modalanalyse bis in den Ultraschallbereich von 20 kHz. Jede Mode wird durch zwei Indices  $n$  und  $l$  charakterisiert. Die Anzahl radialer Knoten wird durch den harmonischen Index  $n$ , die Anzahl diametraler Knoten durch den harmonischen Index  $l$  bestimmt.

Tabelle 5: Eigenformen einer 75Cr1-Stahlronde mit 300x30x2,2 mm für  $l=0$  bis 20 kHz

			
$l = 0; n = 1;$	$l = 0; n = 2;$	$l = 0; n = 3;$	$l = 0; n = 4;$
$f = 214 \text{ Hz}$	$f = 933 \text{ Hz}$	$f = 2170 \text{ Hz}$	$f = 3959 \text{ Hz}$
			
$l = 0; n = 5;$	$l = 0; n = 6;$	$l = 0; n = 7;$	$l = 0; n = 8;$
$f = 6310 \text{ Hz}$	$f = 9219 \text{ Hz}$	$f = 12675 \text{ Hz}$	$f = 16662 \text{ Hz}$

In Tabelle 5 sind Eigenformen mit harmonischem Index  $l$  gleich 0 dargestellt. Die Knotenzahl in Umfangsrichtung liegt hier konstant bei 0, während die Anzahl der sich einstellenden Knotenkreise ausgehend von der Innenbohrung hin zum Randbereich der Ronde frequenzbedingt zunimmt. Starrkörpermoden werden in der Ergebnisdarstellung nicht berücksichtigt, da sie lediglich mathematische Bedeutung haben.

Tabelle 6: Eigenformen einer 75Cr1-Stahlrunde mit 300x30x2,2 mm für  $l=1$  bis 20 kHz

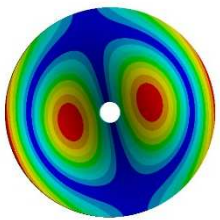
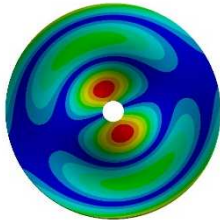
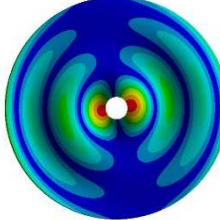
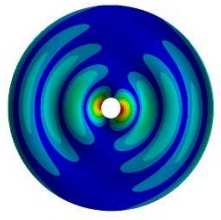
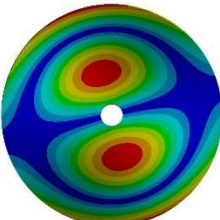
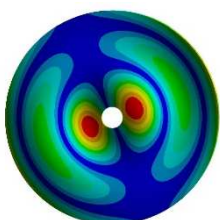
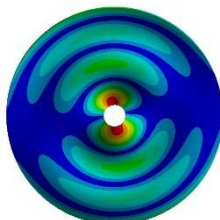
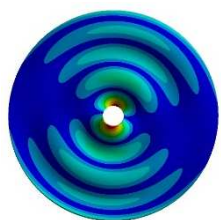
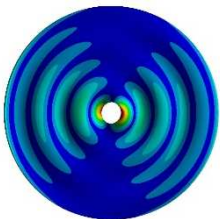
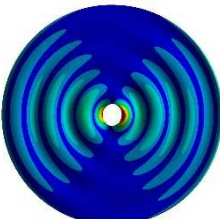
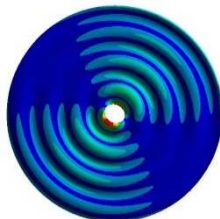
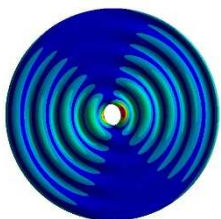
			
			
$l = 1; n = 1;$	$l = 1; n = 2;$	$l = 1; n = 3;$	$l = 1; n = 4;$
$f = 498 \text{ Hz}$	$f = 1438 \text{ Hz}$	$f = 2813 \text{ Hz}$	$f = 4623 \text{ Hz}$
			
$l = 1; n = 5;$	$l = 1; n = 6;$	$l = 1; n = 7;$	$l = 1; n = 8;$
$f = 6924 \text{ Hz}$	$f = 9765 \text{ Hz}$	$f = 13161 \text{ Hz}$	$f = 17100 \text{ Hz}$

Tabelle 6 zeigt Eigenformen mit harmonischem Index  $l$  gleich 1. Die Knotenzahl in Umfangsrichtung liegt konstant bei 2, während die Anzahl der Knotenkreise ausgehend von der Innenbohrung zum Randbereich der Ronde mit der Frequenz zunimmt. In den ersten beiden Zeilen der Tabelle sind beispielhaft die ab  $l = 1$  auftretenden symmetrischen Ausprägungen einer Eigenform bei gleicher Frequenz gezeigt. Fortan wird in der Ergebnisdarstellung auf die Darstellung symmetrischer Eigenformen verzichtet und stellvertretend die erste symmetrische Eigenform abgebildet. Das Simulationsmodell berücksichtigt nichtsdestotrotz alle symmetrischen Ausprägungen, welche mit steigenden Indizes  $l$  und  $n$  in ihrer Anzahl zunehmen. Tabelle 7 erweitert die Darstellung der Eigenformen für eine Knotenzahl von vier in Umfangsrichtung ( $l = 2$ ). In Tabelle 8 werden abschließend alle relevanten Eigenformen im Ultraschallbereich von 19,5 kHz bis 20,5 kHz zusammengefasst.



Tabelle 7: Eigenformen einer 75Cr1-Stahlrunde mit 300x30x2,2 mm für l=2 bis 15 kHz

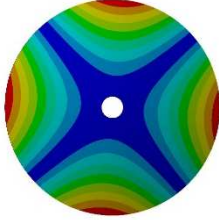
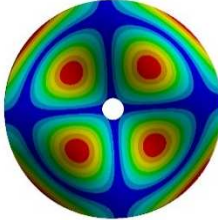
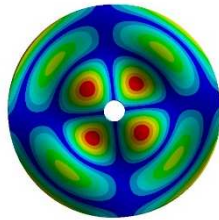
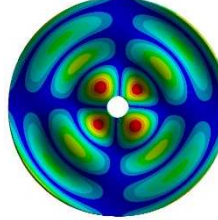
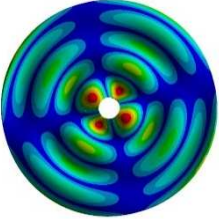
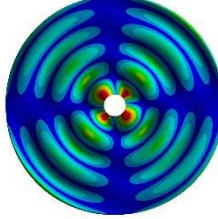
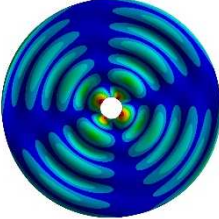
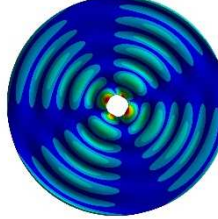
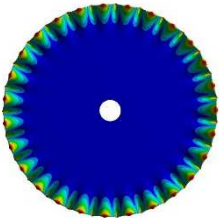
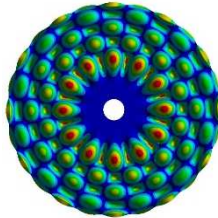
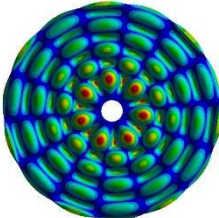
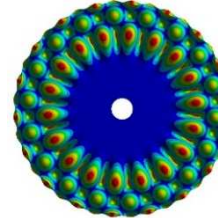
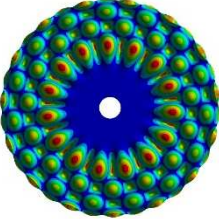
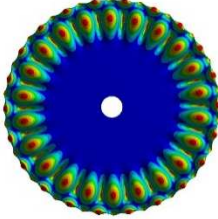
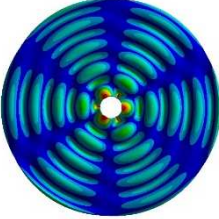
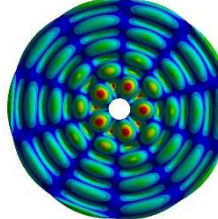
			
$l = 2; n = 0;$	$l = 2; n = 1;$	$l = 2; n = 2;$	$l = 2; n = 3;$
$f = 129 \text{ Hz}$	$f = 852 \text{ Hz}$	$f = 2029 \text{ Hz}$	$f = 3667 \text{ Hz}$
			
$l = 2; n = 4;$	$l = 2; n = 5;$	$l = 2; n = 6;$	$l = 2; n = 7;$
$f = 5720 \text{ Hz}$	$f = 8260 \text{ Hz}$	$f = 11191 \text{ Hz}$	$f = 14568 \text{ Hz}$

Tabelle 8: Eigenformen einer 75Cr1-Stahlrunde mit 300x30x2,2 mm im Ultraschallbereich

			
$l = 27; n = 0;$	$l = 12; n = 4;$	$l = 7; n = 6;$	$l = 18; n = 2;$
$f = 19567 \text{ Hz}$	$f = 19947 \text{ Hz}$	$f = 19972 \text{ Hz}$	$f = 19978 \text{ Hz}$
			
$l = 15; n = 3;$	$l = 22; n = 1;$	$l = 3; n = 7;$	$l = 5; n = 7;$
$f = 20233 \text{ Hz}$	$f = 20379 \text{ Hz}$	$f = 20427 \text{ Hz}$	$f = 20478 \text{ Hz}$

## 5.2 Modellkalibrierung

In Kapitel 5.2.1 werden die Messergebnisse der akustischen Materialprüftechnik zur Ermittlung der Eigenfrequenzlagen scheibenförmiger Werkzeuggrundkörper vorgestellt. Zudem werden die Wiederholgenauigkeit und Sensitivität der Messmethode bis in den 20-kHz-Frequenzbereich bewertet. Dies erfolgt durch Vergleichsmessungen an ungespannten, ringgewalzten sowie verzahnten Grundkörpern. In Kapitel 5.2.2 wird danach die Kalibrierung des FE-Modalanalysemodells auf Basis messtechnisch ermittelter Eigenfrequenzen ungespannter Testronden beschrieben. Abschließend findet in Kapitel 5.2.3 eine Ergebniskontrolle anhand der messtechnisch erfassten und der berechneten Resonanzspektren statt.

### 5.2.1 Resonanzspektrum der 75Cr1-Stahlrunde

Zur experimentellen Bestimmung aller relevanter Eigenfrequenzen der in Kapitel 5.1.3 analysierten Stahlronden sowie zur Gewährleistung der Messgenauigkeit der akustischen Materialprüftechnik wurden Wiederhol- sowie Vergleichsmessungen an drei typgleichen Stahlronden durchgeführt (Raab et al. 2020b). Abbildung 39 zeigt dazu die linearen Resonanzspektren der Stahlronden im unteren Frequenzbereich zwischen 0 und 3 kHz. Jeder der dargestellten Peaks repräsentiert eine Eigenfrequenz des Messobjekts. Die drei Graphen sind durch unterschiedliche Farbverläufe gekennzeichnet und zeigen eine weitgehende Übereinstimmung im unteren Frequenzbereich.

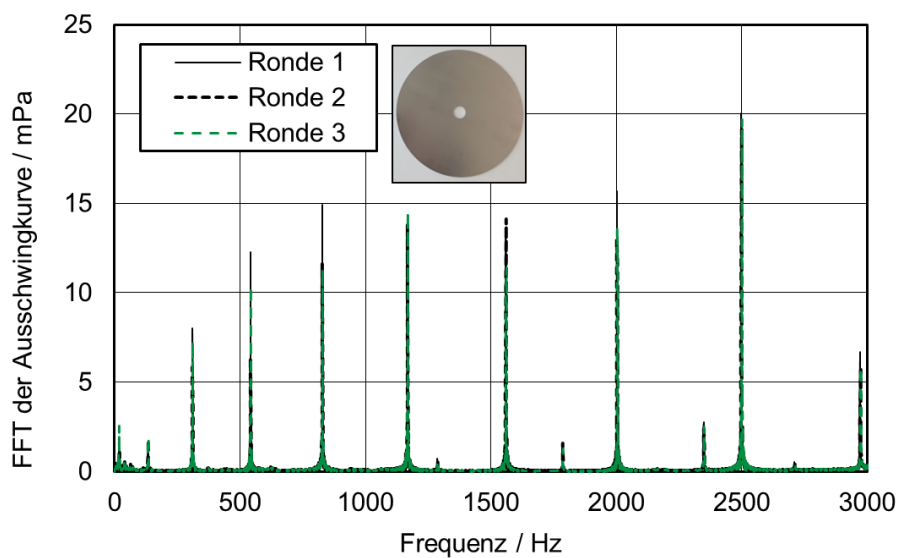


Abbildung 39: Resonanzspektrum der 75Cr1-Versuchsronden im unteren Frequenzbereich

Abbildung 40 zeigt die Fortsetzung der Resonanzspektren im oberen Frequenzbereich, zwischen 18 kHz und 20 kHz. Aus den Messergebnissen geht hervor, dass eine geringe Abweichung einzelner Eigenfrequenzlagen typgleicher Ronden ab 18 kHz sichtbar wird. Die absolute Abweichung liegt unter 25 Hz, die relative Abweichung ist damit kleiner als 0,13 %. Marginale Abweichungen zwischen typgleichen Ronden werden auf fertigungsbedingte Ungenauigkeiten wie Herstellungstoleranzen bei der Blechstärke oder variierende Vorspannungszustände infolge des Planwalzens der Halbzeuge zurückgeführt.

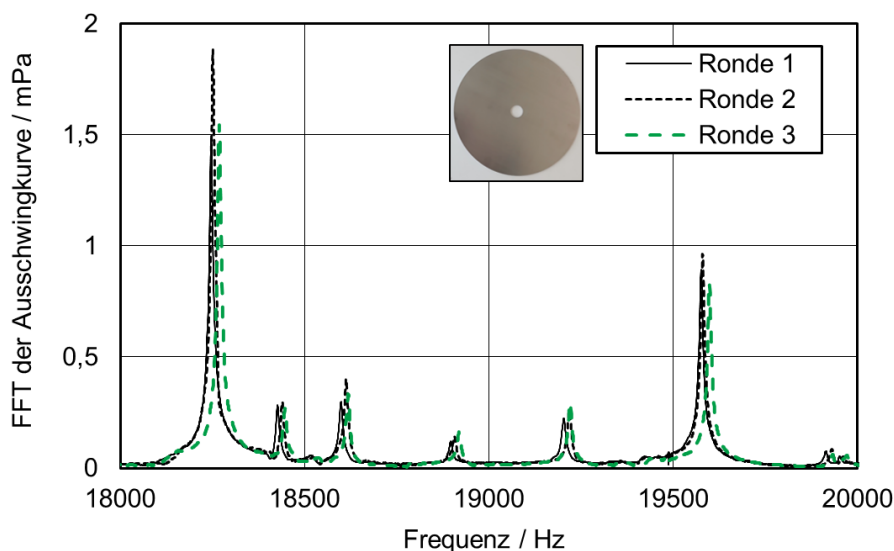


Abbildung 40: Resonanzspektrum der 75Cr1-Versuchsronden im oberen Frequenzbereich

Die Wiederholgenauigkeit bei der Vergleichsmessung eines einzigen Werkzeuggrundkörpers ergab nochmals kleinere relative Abweichungen der Frequenzen im Ultraschallbereich von lediglich 0,025 %. Für die Ultraschallanregung der Kreissägewerkzeuge sind Abweichungen dieser Größenordnung irrelevant, da Ultraschallgeneratoren bei der Resonanzfrequenzsuche ausgehend von der vordefinierten Startfrequenz weitaus größere Frequenzfelder von bis zu 300 Hz (= 1,5 %) durchlaufen.

Anschließend wurde die Sensitivität des Resonanzspektrums anhand variierender Vorspannungszustände analysiert (Fuchs et al. 2015). Hierzu wurden Testronden dem Ringwalzprozess an einer Spannungswalzmaschine des Typs Rauhaus MR3 NCR unterzogen. Die Walzkraft variierte zwischen 5 und 35 kN bei einem Walzradius von 110 cm. Der Vorspannungseinfluss führt zu gleichmäßigen Verschiebungen im Resonanzspektrum (siehe Abbildung 41), Auslöschungen oder Vervielfältigungen einzelner Frequenzen konnten dagegen nicht beobachtet werden.

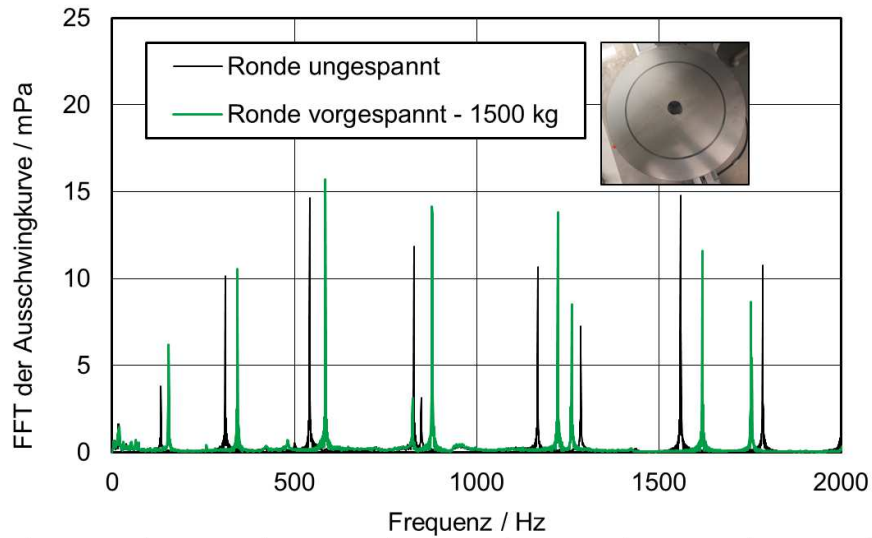


Abbildung 41: Frequenzverschiebung bis 2 kHz durch mechanische Vorspannung mit 15 kN  
 Der Betrag der Frequenzverschiebung korreliert zwischen 5 und 30 kN mit der Walzkraft. Weitere Erhöhungen der Walzkraft beeinflussen das Spektrum kaum noch. Abbildung 42 zeigt dies anhand vier repräsentativer Eigenfrequenzen des unteren Resonanzspektrums, wobei jeweils die rechnerische Eigenform der ungespannten Ronde ergänzt wurde.

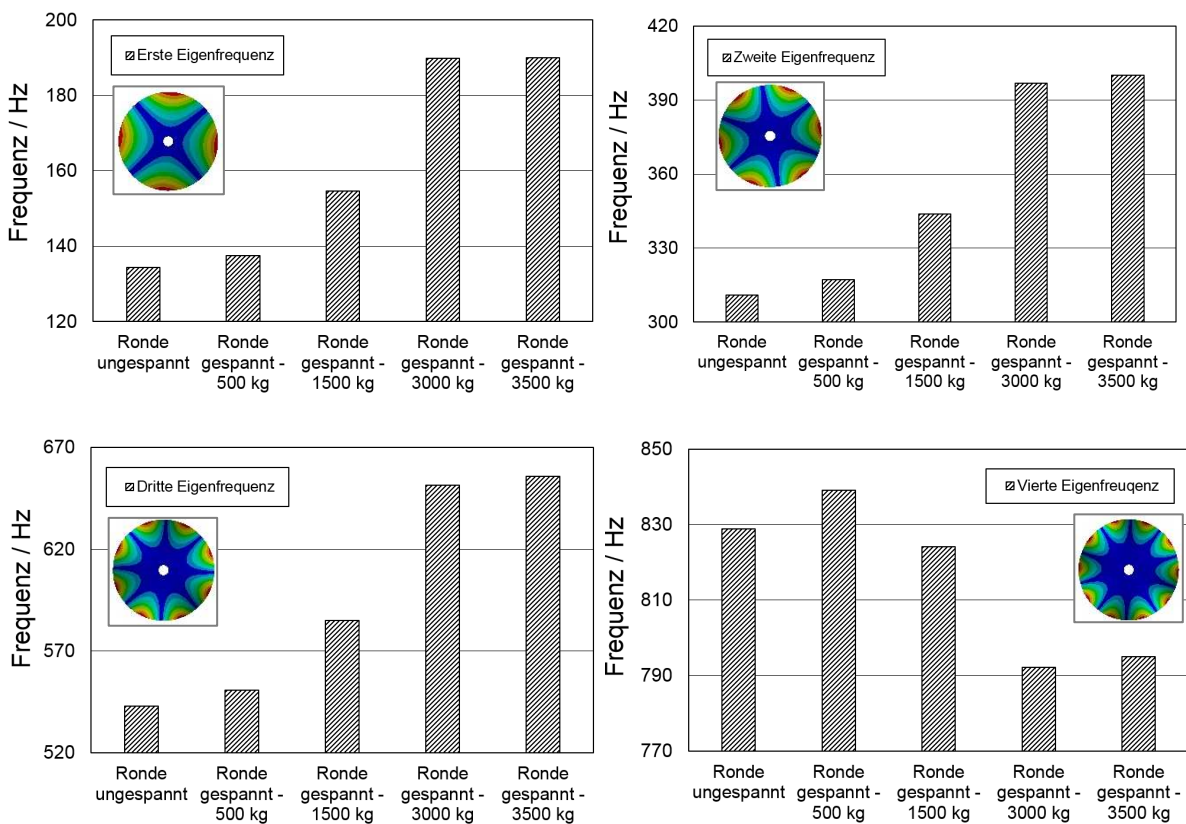
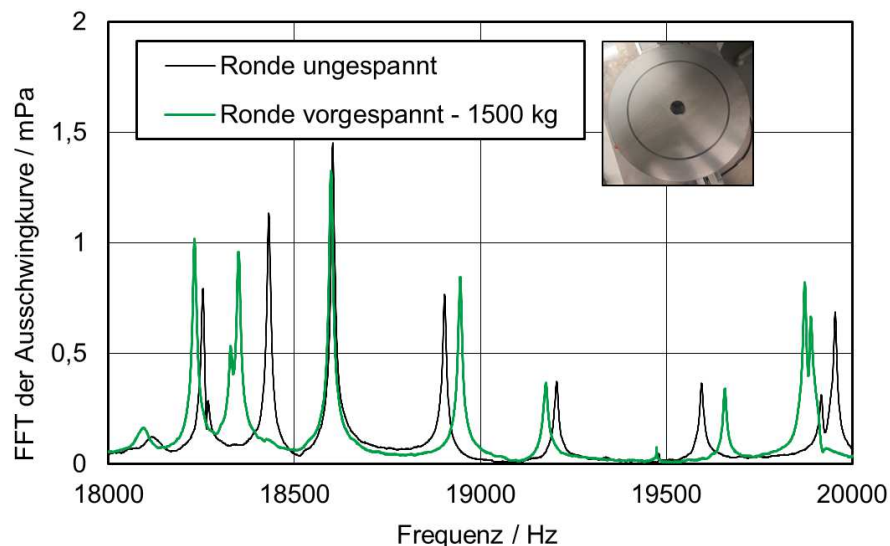


Abbildung 42: Einfluss des Vorspannungszustands in Folge des Ringwalzprozesses an vier ausgewählten Eigenfrequenzen der 75Cr1-Stahlronde



Bei üblichen Walzkräften von 15 kN sind die beobachteten Frequenzverschiebungen von 30 – 50 Hz als moderat zu bewerten. Selbst bei deutlichem Überspannen der Proben mit 35 kN Walzkraft und sichtbarer plastischer Verformung (Tellern) sind lediglich vereinzelt Verschiebungen von 80 – 100 Hz erreichbar. Dabei reagieren einzelne Eigenfrequenzen stärker auf die Spannungseinbringung als andere, was auf die jeweilige Ausprägung der betroffenen Eigenform in Kombination mit der Walzringposition zurückzuführen ist. Auch im Ultraschallbereich finden keine signifikanten Veränderungen im Frequenzspektrum statt: Die Gesamtzahl der Eigenfrequenzen ist gleichbleibend, es kommt weder zur Auslöschung noch zur Vervielfachung einzelner Eigenfrequenzen (siehe Abbildung 43). Über dem gesamten Frequenzbereich sind bei einer Walzkraft von 15 kN moderate Frequenzverschiebungen bis zu 70 Hz feststellbar.



**Abbildung 43: Frequenzverschiebung bis 20 kHz durch mechanische Vorspannung mit 15 kN**

Im Gegensatz zum Vorspannungszustand wirken sich geometrische Veränderungen im Randbereich der Ronde deutlicher auf die Anzahl der Eigenfrequenzen des Resonanzspektrums aus. Dies wird im direkten Vergleich zwischen unbearbeiteten Ronden sowie Ronden mit halbkreisförmigen Aussparungen im Randbereich deutlich (siehe Abbildung 44). Die Aussparungen wurden in ihrer Größe und Anzahl der Verzahnungsgeometrie eines Sägewerkzeugs nachempfunden (12 Stück, Radius: 8 cm). In der Folge treten im Frequenzspektrum zusätzliche Frequenzen auf. Bereits im unteren Frequenzbereich, zwischen 0 und 3 kHz, lassen sich im direkten Vergleich sechs zusätzliche Eigenfrequenzen finden. Dies verdeutlicht die Wichtigkeit einer ausreichenden Vernetzungsgenauigkeit des FE-Modells, vor allem im Randbereich der Werkzeuge.

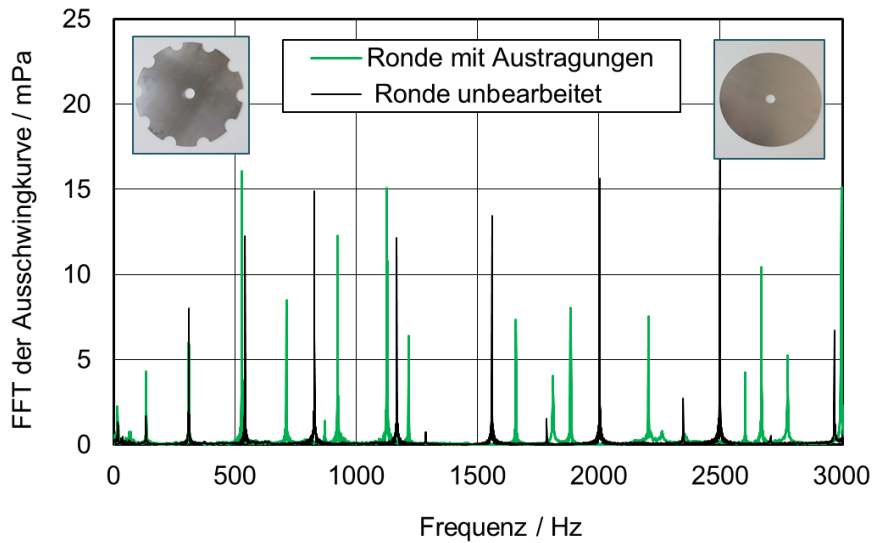


Abbildung 44: Veränderung des Resonanzspektrums aufgrund von Verzahnungsgeometrien

In Tabelle 9 sind in Vorbereitung auf die Modellkalibrierung die messtechnisch erfassten Eigenfrequenzen der akustischen Resonanzanalyse anhand der ungespannten Testrunde zusammengefasst. Ausgewählte Frequenzen des unteren und mittleren Frequenzbereichs werden bei der Kalibrierung als Zielwerte herangezogen (Kapitel 5.2.2). Die Gesamtheit aller Eigenfrequenzwerte des Resonanzspektrums dient dagegen der Ergebniskontrolle sowie der Bewertung der Modellgüte nach erfolgter Kalibrierung (Kapitel 5.2.3).

Tabelle 9: Messtechnisch ermittelte Eigenfrequenzen der ungespannten Testrunde

Messtechnisch ermittelte Eigenfrequenzen bis 20,25 kHz in Hz				
19	3451	8241	13580	17048
133	3639	8877	14102	17494
310	4284	9173	14160	17688
542	4397	9440	14515	18246
828	4978	10148	14856	18429
1167	5194	10377	15083	18515
1287	5587	10744	15546	18597
1559	5720	11172	15716	18900
1786	6053	11376	15832	19200
2003	6509	11558	16008	19493
2347	6619	12143	16116	19574
2489	7346	12240	16420	19873
2708	7714	12709	16444	19914
2970	7981	12830	16644	19950
3043	8045	13359	16959	20203

### 5.2.2 Zielwertvorgabe (MOGA-Algorithmus)

Die Modellkalibrierung erfolgte im Rahmen der direkten Optimierung in ANSYS unter Anwendung einer MOGA-Optimierung (*Multi-Objective Genetic Algorithm*) (Raab et al. 2020b). Diese erwies sich als zielführend für die Problemstellung, da sie mehrere veränderliche Eingangsparameter berücksichtigt. Als veränderliche Materialparameter wurden E-Modul und Werkstoffdichte gewählt, da diese neben den geometrischen Eigenschaften selbst den größten Einfluss auf die Eigenfrequenzlagen haben (vgl. Gleichungen 12-14). Die Poissonzahl wurde dagegen konstant bei 0,3 gehalten. Im Rahmen des Optimierungslaufs wurden fünf messtechnisch ermittelte Eigenfrequenzen des unteren Frequenzbereichs als Zielwerte definiert (Tabelle 9, rot). Ziel war es, den mit steigender Frequenz wachsenden Offset zwischen Simulations- und Messwerten bereits im unteren Frequenzbereich zu eliminieren. Dazu wurde zunächst durch den Algorithmus eine Ausgangspopulation auf Basis variierender Parameter innerhalb festgelegter Parametergrenzen für E-Modul (200 – 220 GPa) und Dichte (7500 – 7800 kg/m<sup>3</sup>) erstellt. In Tabelle 10 wird beispielhaft ein Teil dieser generierten Ausgangspopulation gezeigt.

**Tabelle 10: Ausgangspopulation des MOGA-Algorithmus zur Modellkalibrierung in ANSYS**

DP	Dichte / (kg/m <sup>3</sup> )	E-Modul / GPa	1. EF / Hz	2. EF / Hz	3. EF / Hz	4. EF / Hz	5. EF / Hz
<b>1</b>	7508	200	128	302	495	818	1148
<b>2</b>	7523	210	132	309	507	832	1175
<b>3</b>	7537	205	130	305	501	821	1160
<b>4</b>	7553	215	133	312	512	839	1187
<b>5</b>	7567	203	129	303	497	814	1150
<b>6</b>	7582	213	132	309	508	833	1177
...	...	...	...	...	...	...	...
<b>20</b>	7792	216	131	307	505	828	1170

Für jeden *Designpoint* (DP) der Population werden die Zielfrequenzen in der Modalanalyse berechnet und jeweils mit ihrem Zielwert abgeglichen. Danach wird im Rahmen der *goal-driven-optimization* die Ergebnisinformation bisher berechneter *Designpoints* für die gezielte Erweiterung der Population genutzt. Abschließend werden die *Designpoints* bezüglich ihrer Konvergenz zu den anfänglich definierten Zielfrequenzen bewertet und Optima im Hinblick auf die Kalibrierparameter (E-Modul, Dichte) ausgegeben. Findet keine Konvergenz statt, werden die Parametergrenzen der Population sukzessive erweitert.

### 5.2.3 Ergebniskontrolle auf Basis der Eigenfrequenzlagen

Im ersten Optimierungslauf konnte eine maximale Konvergenz der fünf Zielfrequenzen für die betrachtete 75Cr1-Ronde erreicht werden (siehe Abbildung 45, oben). Zur weiteren Näherung des oberen Frequenzbereichs (17 – 20 kHz) erfolgte ein zweiter Optimierungslauf mit Zielfrequenzen aus dem mittleren Frequenzbereich (5 – 10 kHz). Im Ergebnis lagen die Kalibrierwerte für E-Modul und Materialdichte bei 205 GPa sowie 7615 kg/m<sup>3</sup>. Der finale Abgleich zwischen Simulations- und Messergebnis zeigte eine hohe Übereinstimmung berechneter sowie gemessener Eigenfrequenzlagen bis in den Ultraschallfrequenzbereich (siehe Abbildung 45, unten). Simulativ ermittelte Starrkörpermoden wurden aus der Ergebnisdarstellung ausgeschlossen, da sie aufgrund der charakteristisch ausbleibenden Verformung nicht messtechnisch erfasst werden.

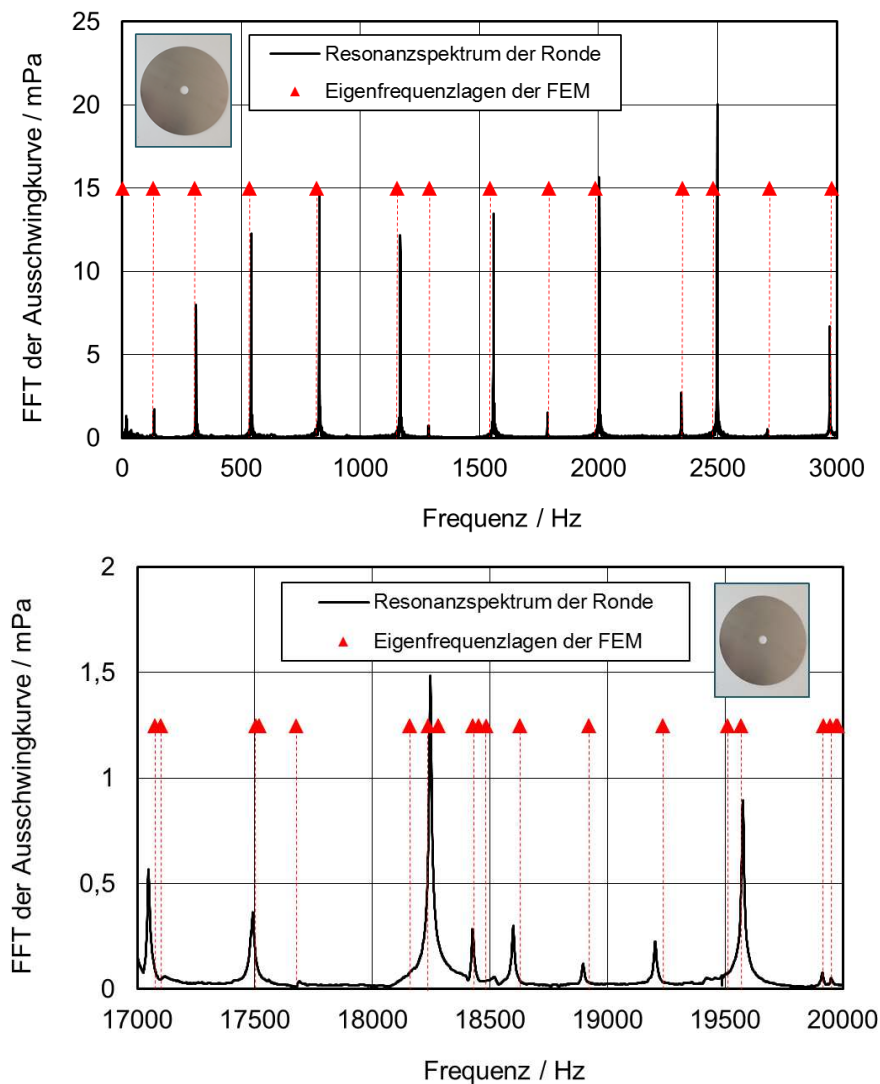


Abbildung 45: Übereinstimmung zwischen Simulation und Resonanzanalyse an der Stahlrunde im unteren (oben) und oberen Frequenzbereich (unten)

Anschließend wurde mit den ermittelten Kalibrierwerten das Resonanzspektrum der wasserstrahlgeschnittenen Testronde berechnet und mit den auf Seite 78 dargestellten Messwerten der akustischen Resonanzanalyse abgeglichen. Es zeigt sich erneut eine hohe Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Frequenzlagen für den unteren (siehe Abbildung 46, oben) sowie den oberen Frequenzbereich (siehe Abbildung 46, unten). Zudem bestätigt sich die im Rahmen der akustischen Materialprüftechnik beobachtete Erhöhung der Eigenfrequenzanzahl im direkten Vergleich zur unbearbeiteten Ronde auch in der Simulation. Im Ergebnis kann, selbst bei geometrischer Änderung der Plattenstruktur, von einer guten Übertragbarkeit der ermittelten Kalibrierwerte sowie einer hohen Modellgüte ausgegangen werden.

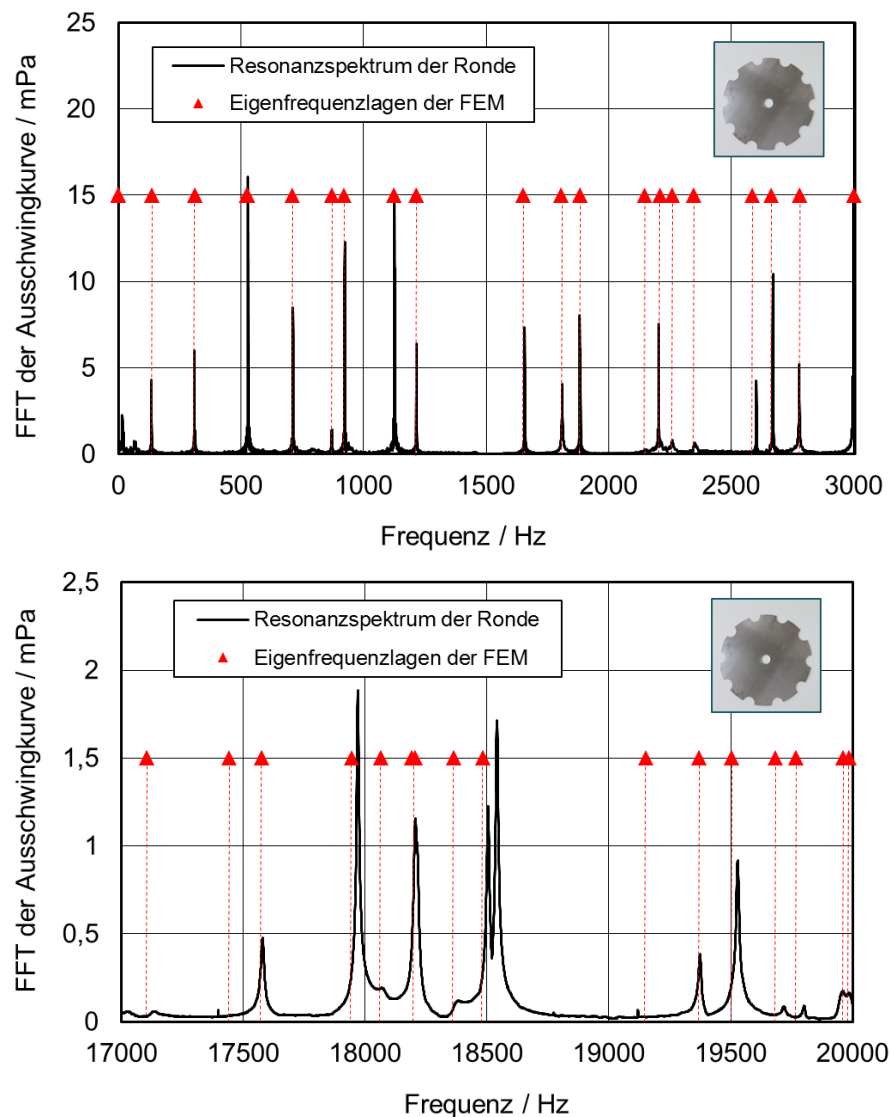


Abbildung 46: Übereinstimmung zwischen Simulation und Resonanzanalyse an der modifizierten Ronde im unteren (oben) und oberen Frequenzbereich (unten)

### 5.3 Modellvalidierung

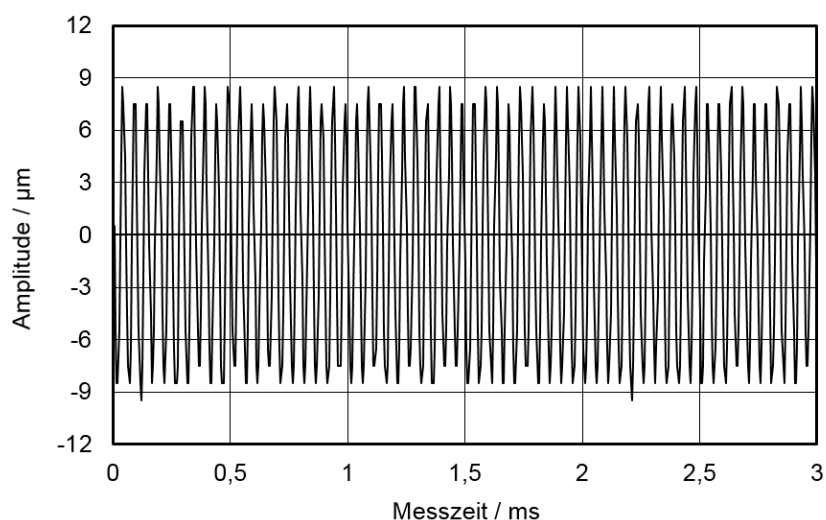
Nachfolgend werden die in Kapitel 5.1 und 5.2 entwickelten Modelle der FE-Modalanalyse im Rahmen einer harmonischen Analyse erweitert. Ziel ist die Abbildung des Betriebsschwingverhaltens von Sägewerkzeugen und insbesondere deren Schneiden im Ultraschallbereich. Dazu findet eine Modellerweiterung zur Berücksichtigung externer Lasten bei der harmonischen Analyse statt (Kapitel 5.3.1). Die Validierung des Modells erfolgt an Realwerkzeugen. Hierzu dient ein Abgleich zwischen experimentell visualisierten Knotenlinien mit den entsprechenden Isolinien der harmonischen FE-Analyse (Kapitel 5.3.2 und 5.3.3). Abschließend werden der Einfluss geometrischer Variationen des Zahnträgers auf die Betriebsschwingform dargestellt sowie die Modellgüte bewertet.

#### 5.3.1 Harmonische Analyse: Pre-Processing

Die harmonische Analyse erlaubt im Gegensatz zur Modalanalyse die zusätzliche Beaufschlagung mit externen Lasten und damit die explizite Darstellung von Betriebsschwingungen. Damit stellt sie eine wesentliche Erweiterung der Modalanalyse dar, wenngleich sie grundsätzlich auf den zuvor gezeigten CAD-Modellen, Vernetzungseinstellungen sowie kalibrierten Materialkennwerten der Modalanalyse aufbaut. Als grundsätzliche Lösungsmethode stehen hierbei die modale Superposition sowie der harmonische Ansatz mit vollen Matrizen zur Verfügung. Die modale Superposition greift auf das gesamte Resonanzspektrum einer vorhergehenden Modalanalyse zurück. Dadurch können die Lösungsintervalle in der harmonischen Analyse gezielt im Frequenzbereich bereits bekannter Eigenfrequenzen geclustert werden. Die Methode erlaubt jedoch keine zyklischen Symmetrien im Simulationsmodell, was bei einer hohen Vernetzungsdichte einen entscheidenden Nachteil darstellt. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit auf die explizite Lösungsmethode mit vollen Matrizen zurückgegriffen. Diese erlaubt durch die zyklische Vernetzung eine Zerlegung des Modells in einzelne Teilsegmente und damit die Beschleunigung des Lösungsvorgangs im Rahmen der harmonischen Analyse. So lange zur Ermittlung der relevanten Betriebsschwingformen lediglich kleine Frequenzfenster von 200 – 400 Hz betrachtet werden, bleibt selbst bei einer hohen Anzahl von Lösungsintervallen mit gleichem Abstand ein zeitlicher Vorteil gegenüber dem nicht-segmentierten Modell der harmonischen Superposition bestehen.

Die Anzahl der Lösungsintervalle muss in Kombination mit dem vorab gewählten Frequenzbereich interpretiert werden. Innerhalb des betrachteten Frequenzfensters von 19,8 bis 20,1 kHz wurden 200 Lösungsintervalle gesetzt. Ausgehend von der unteren Frequenzgrenze wird im Abstand von 1,5 Hz je eine Erregerfrequenz definiert und dazu die explizite Lösung bereitgestellt. Vergrößert man den Frequenzbereich, muss die Anzahl der Lösungsintervalle ebenso erhöht werden, um den Frequenzabstand zwischen den Intervallen konstant zu halten.

An der Innenbohrung des Werkzeugs wurde eine radiale Lagerbedingung mit axialem Freiheitsgrad definiert. Damit bleibt ein Freiheitsgrad orthogonal zur Arbeitsebene, parallel zum Richtungsvektor der eingeleiteten Ultraschallschwingung bestehen. Zeitgleich wurde ausgehend von der Innenbohrung an der 2 mm breiten ringförmigen Kontaktfläche zwischen Sonotrode und Sägewerkzeug eine äußere Last definiert. Diese kann entweder in Form einer Kraft oder einer Verschiebung beaufschlagt werden. Zur Ermittlung der tatsächlich vorliegenden Ultraschallamplitude im Bereich der Bohrungsmitte wurden Lasertriangulationsmessungen an der Arretierungsschraube durchgeführt (Abbildung 47). Die Betriebsfrequenz des Aktors lag während der Messung bei 20,1 kHz bei einer Leerlaufleistung von 110 Watt. Die Abtastrate des Lasertriangulationssensors wurde auf 200 kHz eingestellt, womit die Bedingung einer zur Schwingfrequenz mindestens doppelten Abtastrate, nach dem Nyquist-Shannon-Theorem, ausreichend erfüllt ist.



**Abbildung 47: Amplitudenmessung im Bereich der Arretierungsschraube bei 20,1 kHz**

In mehreren Vergleichsmessungen ließen sich am Arretierungsschraubenkopf, Verschiebungen von 16 – 18  $\mu\text{m}$  *peak-to-peak* ermitteln, was einer einfachen Amplitude

von 8 – 9  $\mu\text{m}$  entspricht. Dies wurde für ein monolithisches (240 mm x 1,7 mm x 25 mm, Z72) sowie ein hartmetallbestücktes Werkzeug (160 mm x 2,4/1,4 mm x 25 mm, Z12) durchgeführt. Die Amplitudenwerte im Bereich der Arretierungsschraube waren selbst bei unterschiedlichen angeflanschten Werkzeugen vergleichbar, was auf eine gleichbleibende Anregung durch den Ultraschallgenerator hindeutet. Entsprechend den Messergebnissen wurde der Verschiebungswert in der harmonischen Analyse auf 9  $\mu\text{m}$  festgelegt. Alternativ kann dieser Verschiebungswert durch eine Kraft von 220 N in gleicher Wirkrichtung erreicht werden. Der Kraftansatz ist jedoch nur für die Lösungsmethode der modalen Superposition zwingend erforderlich, da diese aufgrund des modalen Koordinatensystems keine Verschiebung als externe Anregung zulässt.

Bei der Rayleigh-Dämpfung im Rahmen der harmonischen Analyse handelt es sich nicht um einen physikalischen Wert, sondern um einen mathematischen Ansatz auf Basis bekannter modaler Dämpfungsgrade. Die experimentelle Ermittlung dieser Konstanten erfolgt für den Fall, dass in der Simulation absolute Amplitudenwerte ermittelt werden sollen. Da dies für die qualitative Abbildung der Betriebsschwingform nicht erforderlich ist, wurden Alpha- sowie Beta-Dämpfungswert zweckmäßig mit 0,001 % sowie 0 % definiert. Ziel war es, die Systemantwort im Resonanzfall nicht gegen unendlich steigen zu lassen und gleichzeitig die übermäßige Beeinflussung der numerischen Betriebsschwingform durch den Beta-Dämpfungswert auszuschließen, da letzterer in seiner Wirksamkeit mit steigender Frequenz zunimmt. Die ausgegebenen Amplitudenwerte des FE-Modells sind in der Folge als qualitativ und nicht als absolut zu interpretieren. Sie erlauben die Darstellung der räumlichen Amplitudenverteilung über dem Sägewerkzeug, was die Lokalisierung von Knotenlinien oder Schwingungsbäuchen im Rahmen der Betriebsschwingform sowie die Abbildung der kinematischen Schwingverhältnisse an der Werkzeugschneide ermöglicht.

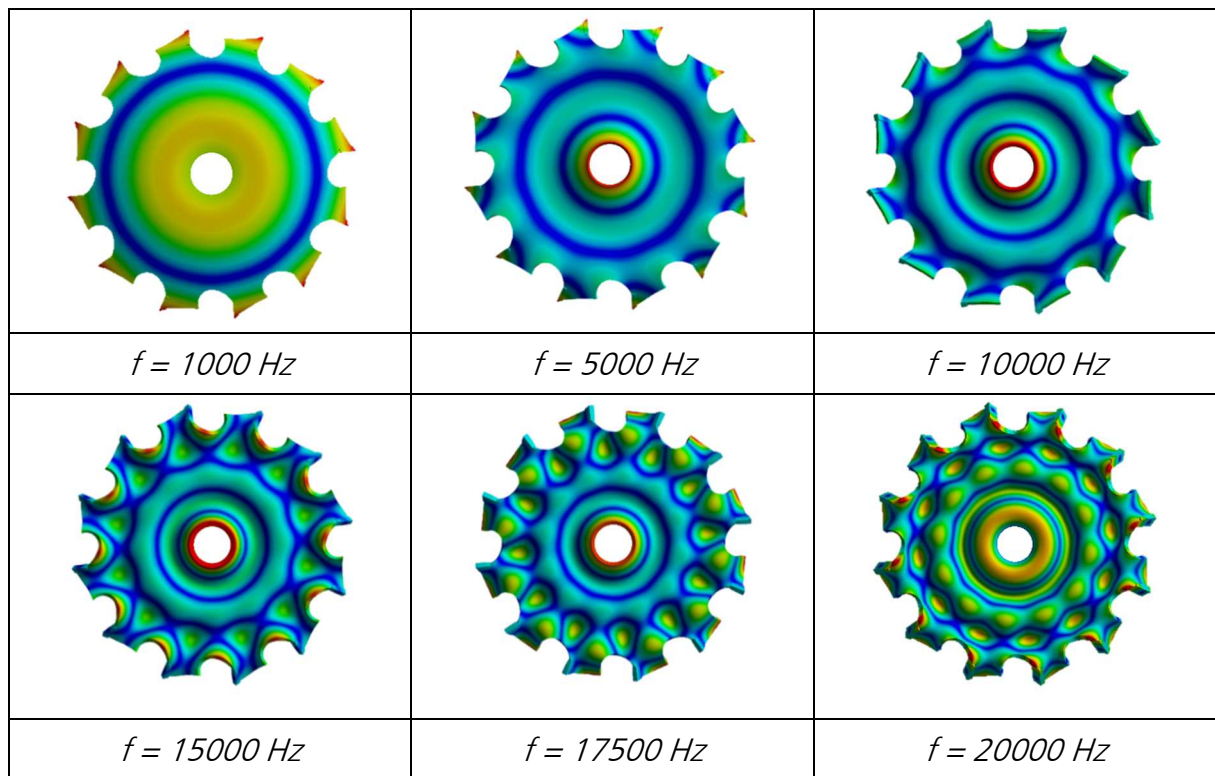
### 5.3.2 Betriebsschwingformen der harmonischen Analyse

Mit den im vorherigen Abschnitt beschriebenen Eingangsparametern konnte die Lösung der harmonischen Analyse für beide Versuchswerkzeuge erfolgen. Hierzu wurde zuerst ein schrittweiser Anstieg der Schwingfrequenz für das hartmetallbestückte Sägewerkzeug simuliert. Dabei wurden diskrete Werte für Erregerfrequenzen innerhalb kleiner Frequenzfenster von 100 Hz vordefiniert, um trotz der hohen Anzahl von Lösungsintervallen kurze Rechenzeiten zu gewährleisten. Tabelle 11 zeigt die Ausprägung



ausgewählter Betriebsschwingformen mit steigender Frequenz. Dies ist beispielhaft für Erregerfrequenzen von 1000, 5000, 10000, 15000, 17500 sowie 20000 Hz dargestellt. Die Anregung erfolgte, ausgehend von der Bohrungsmitte, senkrecht zur Stammbblattfläche.

Tabelle 11: Betriebsschwingformen des HM-Versuchswerkzeugs



Es wird deutlich, dass die Anzahl der Knotenlinien (dargestellt in dunkelblau) mit der Anregungsfrequenz zunimmt. Als Ursache hierfür ist der mathematische Zusammenhang zwischen der Biegewellenlänge und der Schwingfrequenz zu nennen, welche sich zueinander umgekehrt proportional verhalten (siehe Kapitel 2.1.3). Mit steigender Schwingfrequenz verkürzt sich folglich die Biegewellenlänge und somit auch die Weglänge zwischen den einzelnen Knotenlinien. Ausgehend von der Mittelbohrung des Kreissägewerkzeugs führt dies in Richtung des Sägeblattrands zu einer Zunahme der sich ausbildenden Knotenlinien. Die Lage und Ausprägung der Randknotenlinie wird dabei vorrangig durch die Zahngeometrie beeinflusst (Zahnteilung, Steigung am Zahnrücken, Zahngrundradius). Bei höheren Schwingfrequenzen bildet sich die Randknotenlinie nicht als einfacher konzentrischer Kreis aus, sondern es entstehen Knotenkreise mit wellenförmiger Überlagerung. Dies führt dazu, dass sich die beiden äußeren Knotenkreise

berühren und symmetrische Dreiecks- oder Kreismuster erzeugen (siehe Tabelle 11, Betriebsschwingformen ab 15 kHz).

Die Lage des letzten Knotenkreises vor dem Werkzeugaußenrand bestimmt letztendlich die Kinematik der Schneide, da er den letzten Nulldurchgang darstellt, um welchen der Sägezahn schwingt. Die zu erwartende Betriebsschwingform des HM-Sägewerkzeugs bei Ultraschallanregung ist in Tabelle 11 rechts unten dargestellt. Die experimentelle Visualisierung und damit die Validierung der berechneten Betriebsschwingform wird im nachfolgenden Abschnitt 5.3.3 vorgenommen.

Abbildung 48 zeigt den Verlauf des normierten Amplitudenmaximums entlang einer Netzknotenlinie für die relevante 20-kHz-Betriebsschwingform. Die Linie wurde als direkte Verbindung zwischen Aufnahmebohrung und Werkzeugrand definiert. Ihr Endpunkt liegt in der Mitte des Zahnträgers, am Stammblattrand. Sie durchläuft mehrere Wellenknoten und Wellenbäuche, was sich in Form mehrerer Amplitudenulldurchgänge sowie lokaler Amplitudenmaxima widerspiegelt. Die lokalen Amplitudenmaxima nehmen dabei in ihrer Höhe zum Randbereich hin ab. Eine Ausnahme stellt das freie Schwingungsende am Werkzeugaußenrand dar, hier bildet sich das globale Amplitudenmaximum aus.

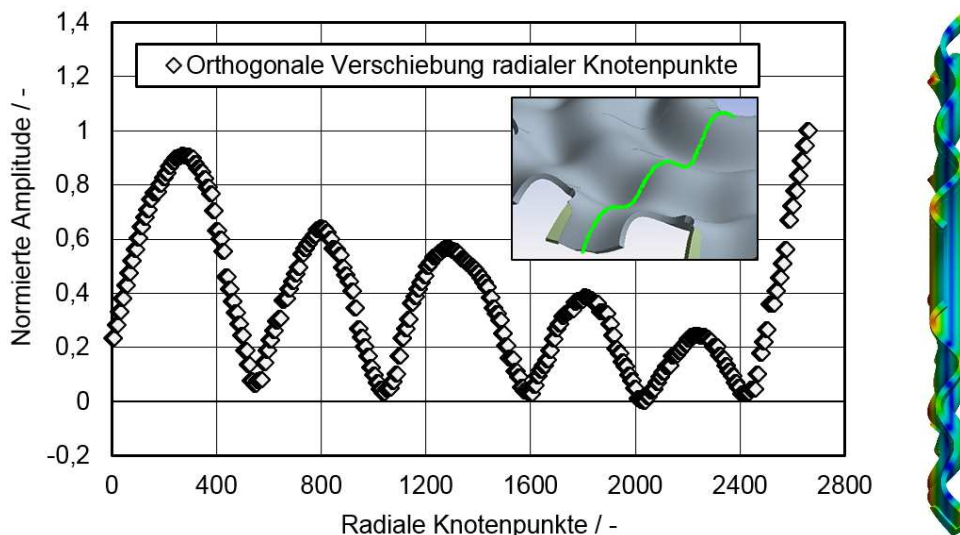
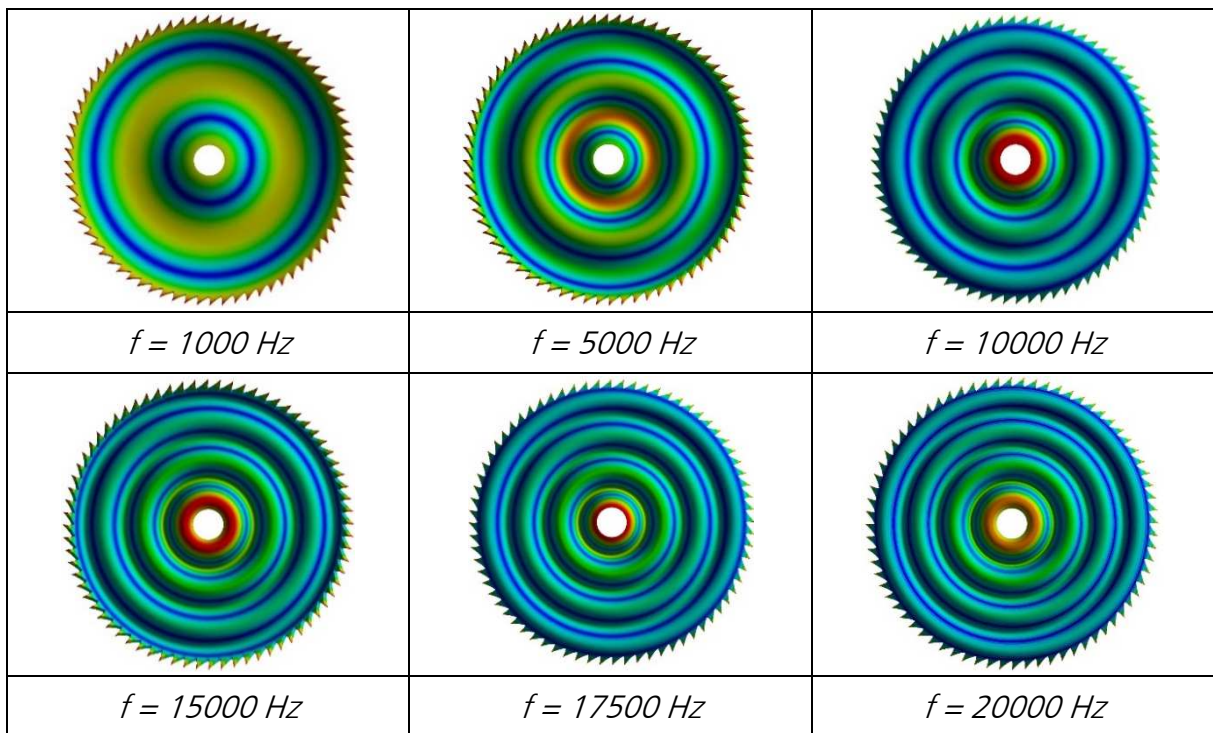


Abbildung 48: Normierte Amplitude der Netzknoten in Z-Richtung (orthogonal) entlang einer radialen Netzknotenlinie am Beispiel des HM-Versuchswerkzeugs

Analog wurden die rechnerischen Betriebsschwingformen des monolithischen Versuchswerkzeugs bei steigender Erregerfrequenz ermittelt (siehe Tabelle 12).

Tabelle 12: Betriebsschwingformen des monolithischen Versuchswerkzeugs



Aufgrund der feinen Verzahnung bei gleichzeitig geringer Zahnhöhe zeigt sich auch bei höheren Frequenzen keine Beeinflussung der Randknotenlinie. Alle Knotenlinien bilden zueinander konzentrische Knotenkreise aus, mit der Bohrungsmitte als Mittelpunkt. Wie schon beim hartmetallbestückten Werkzeug nimmt die Knotenkreisanzahl mit der Erregerfrequenz zu. Abbildung 49 zeigt dazu den Verlauf des normierten Amplituden-Maximums entlang einer Netzknotenlinie zwischen Mittelbohrung und Sägezahnspitze.

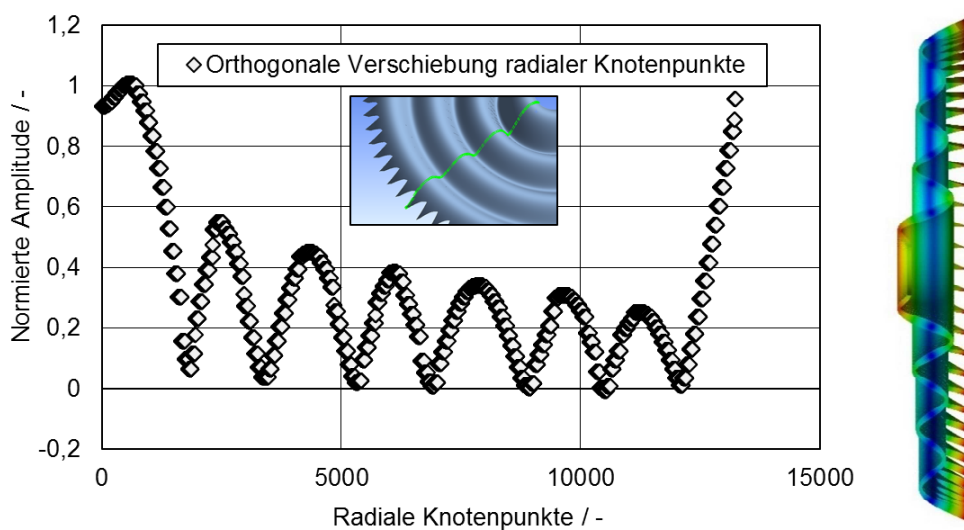
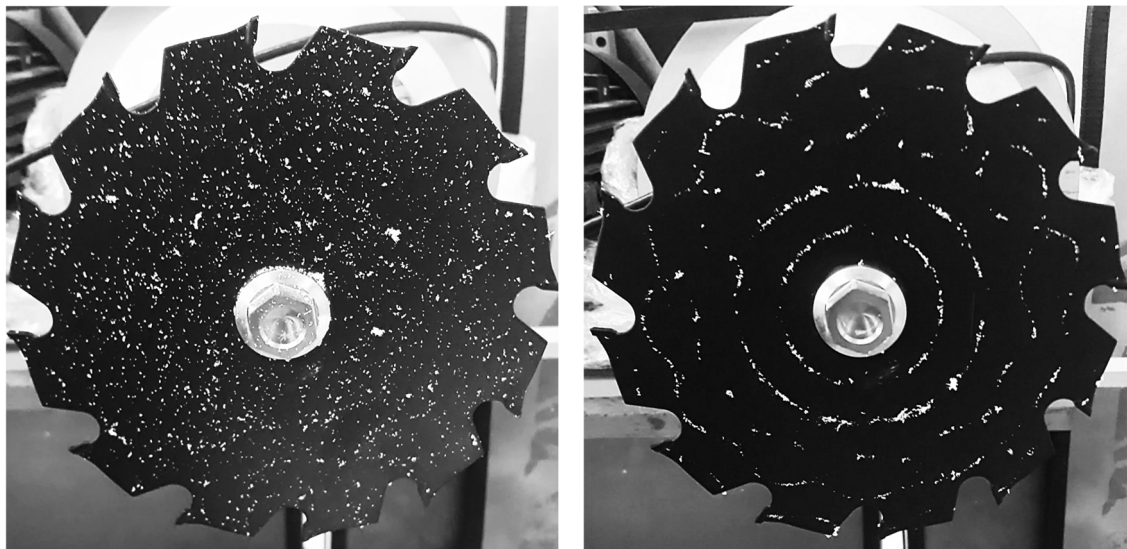


Abbildung 49: Normierte Amplitude der Netzknoten in Z-Richtung entlang einer radialen Netzknotenlinie am Beispiel des monolithischen Versuchswerkzeugs

### 5.3.3 Experimentelle Visualisierung der Betriebsschwingformen

Zur Validierung des FE-Modells wurden die Knotenlinien der Betriebsschwingformen beider Versuchswerkzeuge durch experimentelle Versuche im Ultraschallbereich sichtbar gemacht. Das Vorgehen richtet sich nach der versuchstechnischen Visualisierung Chladnischer Klangfiguren metallischer Plattenstrukturen (siehe Kapitel 2.1.4). Entgegen der von Chladni verwendeten Sandpartikel wurden die senkrecht stehenden Versuchswerkzeuge mit statisch aufgeladenen PVC-Partikeln bestreut, da diese besser an der Werkzeugoberfläche haften. Bei Aktivierung des Ultraschallgenerators sammeln sich die weißen PVC-Partikel innerhalb weniger Millisekunden im Bereich der Knotenlinien der Betriebsschwingform. Entlang dieser Knotenlinien finden bei anhaltender Ultraschallanregung fortlaufend Migrationsbewegungen einzelner Partikel statt. Teilbereiche außerhalb der Knotenlinien bleiben jedoch frei von PVC-Partikeln, hier ist lediglich die schwarze Oberfläche des Stammblatts erkennbar. In Abbildung 50 ist beispielhaft das Vorgehen zur Visualisierung der 20-kHz-Betriebsschwingform am Beispiel des hartmetallbestückten Versuchswerkzeugs dargestellt. Links ist das mit PVC-Partikeln bestreute Werkzeug vor der Ultraschallüberlagerung dargestellt, rechts sind die Knotenlinien der Betriebsschwingform nach Ultraschallaktivierung deutlich erkennbar.



**Abbildung 50: Visualisierung der 20-kHz-Betriebsschwingform durch PVC-Partikel beispielhaft dargestellt für das HM-Versuchswerkzeug**

Anhand dieses Vorgehens lassen sich die im vorherigen Kapitel ermittelten Betriebsschwingformen der FEM-Analyse beider Versuchswerkzeuge direkt mit den experimentellen Betriebsschwingformen vergleichen. Hierzu werden aus der



harmonischen Analyse der 20-kHz-Betriebsschwingform alle Isolinien mit einer Verschiebung bis  $0,2\ \mu\text{m}$  zur Visualisierung herangezogen. Anschließend werden diese mit den Knotenlinien der experimentellen Untersuchung abgeglichen. Anhand des Abgleichs zwischen Experiment und Simulation lassen sich Ergebnisqualität und Güte des Simulationsmodells bewerten. Dies ist in Abbildung 51 für das hartmetallbestückte sowie in Abbildung 52 für das monolithische Versuchswerkzeug dargestellt.

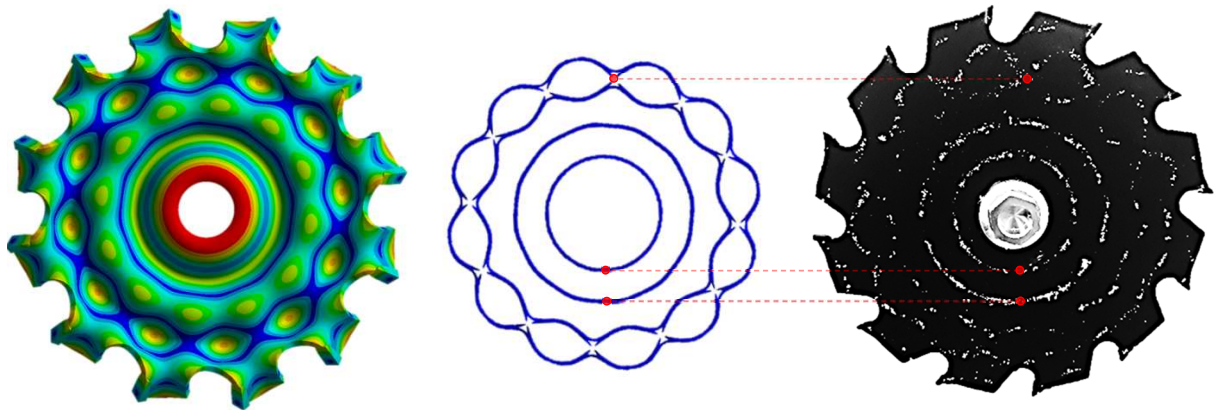


Abbildung 51: Abgleich simulativ und experimentell ermittelter 20-kHz-Betriebsschwingform am Beispiel des HM-Versuchswerkzeugs

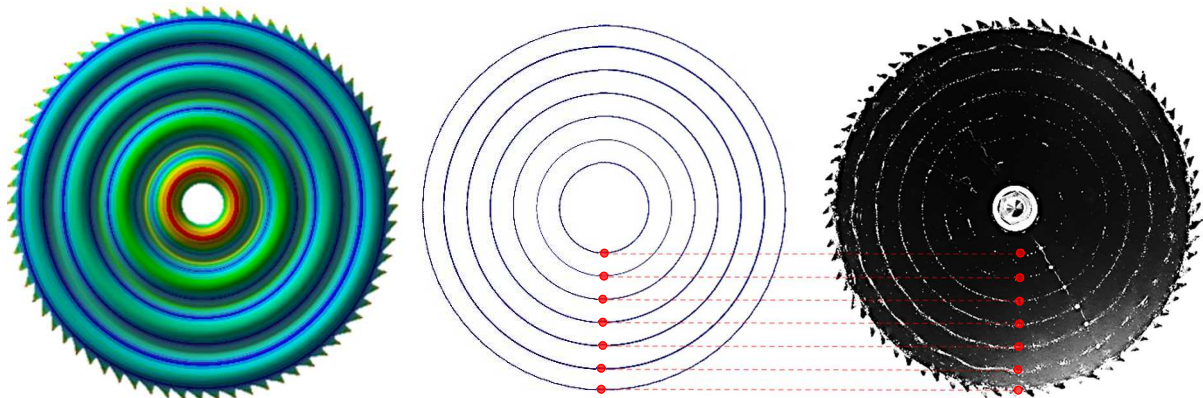


Abbildung 52: Abgleich simulativ und experimentell ermittelter 20-kHz-Betriebsschwingform am Beispiel des monolithischen Versuchswerkzeugs

Für beide Werkzeuge liegt eine Übereinstimmung bezüglich Anzahl, Lage und Ausprägung der Knotenlinien vor. Dies spricht für eine hohe Güte des zugrundeliegenden FE-Modells und einer hohen Verlässlichkeit bei der Vorhersage der Betriebsschwingform im Ultraschallbereich. Einzige sichtbare Abweichungen betreffen die Gleichmäßigkeit der Betriebsschwingform im experimentellen Versuch am HM-Werkzeug: In der Simulation sind die zwölf äußeren diametral liegende Knotenmuster absolut symmetrisch zueinander,

während sich am Realwerkzeug lokale Asymmetrien zeigen (siehe Abbildung 51, rechts). Da die Anzahl der Knotenmuster exakt der Zähnezahl des Werkzeugs entspricht, werden als Auslöser dieser Asymmetrien Massenunterschiede sowie Positionsabweichungen im Bereich der Hartmetallzähne vermutet. Mögliche Ursachen hierfür können Fertigungsungenauigkeiten beim Hartlöten der Zähne sowie beim Laserzuschnitt des Grundkörpers sein. Aufgrund dieser Beobachtungen wird nachfolgend die Auswirkung geometrischer Veränderungen im Bereich des Zahnträgers eingehender untersucht.

#### Geometrische Veränderungen von Zahnträger und Hartmetallzahn

Zur Validierung der Modellsensibilität sowie zur späteren Erprobung variierender Zahnformen im Rahmen von Zerspanversuchen erfolgte ein Zurückschleifen der Hartmetallzähne sowie der Zahnträger in Verlängerung der Freiflächen. Dadurch wurde die maximale Höhe der Zahnträger um 5 mm sowie die der Hartmetallzähne um 6,5 mm reduziert (siehe Abbildung 53).

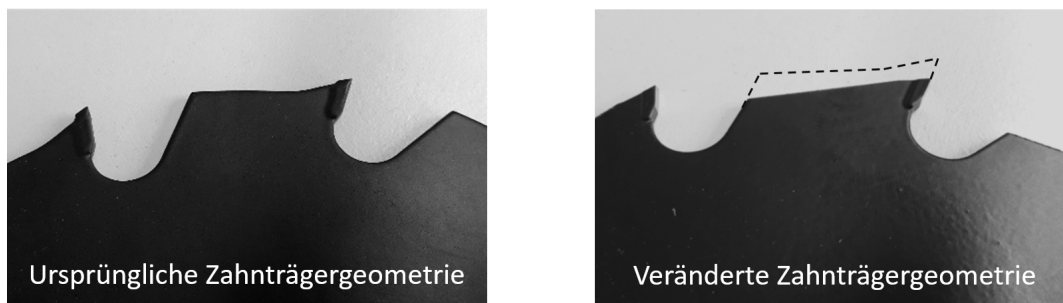


Abbildung 53: Änderung von Zahnträger- und Zahngeometrie beim HM-Versuchswerkzeug

Daraus resultierte eine erhebliche Modifikation der Betriebsschwingform des Realwerkzeugs, welche sich gleichzeitig in den Ergebnissen der harmonischen Analyse widerspiegelt (siehe Abbildung 54). Die deutliche Beeinflussung der äußeren beiden Randknotenlinien in beiden Fällen bestätigt die Modellgüte im Bereich der Verzahnung.

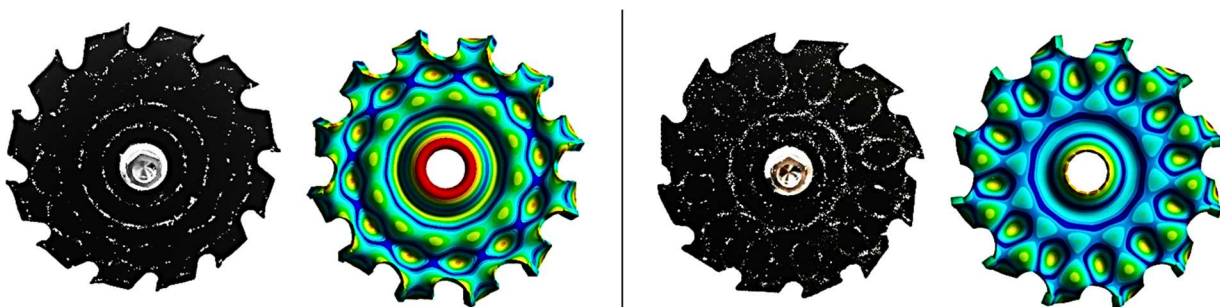
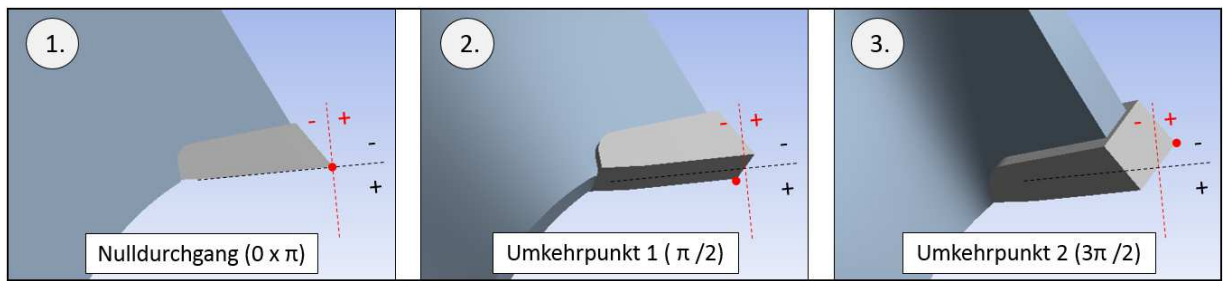


Abbildung 54: Vergleich der 20-kHz-Betriebsschwingform des HM-Werkzeugs vor (links) und nach dem Zurückschleifen des Zahnträgers (rechts)

## 5.4 Dreidimensionale Schneidenkinematik

Durch die von der Aufnahmebohrung des Werkzeugs ausgehende transversale Wellenausbreitung entsteht eine mehrdimensionale Betriebsschwingform. Für die Zerspanung ist dabei die Kinematik an Haupt- sowie Nebenschneide von besonderem Interesse. Durch die Ausgabe der Verschiebungswerte im Rahmen der FEM lässt sich diese Kinematik anhand ausgewählter Netzknotenpunkte entlang der Werkzeugschneide phasenabhängig nachvollziehen. Diese Auswertung wurde während einer Schwingungsperiode von  $2\pi$  vorgenommen. In dieser Zeit bewegt sich die Schneide zwischen drei Extrempositionen. Diese sind in Abbildung 55 beispielhaft für einen Flachzahn während des Nulldurchgangs sowie an den beiden Umkehrpunkten eines Schwingungsdurchgangs dargestellt (Raab et al. 2020a).



**Abbildung 55: Schematische Darstellung der Flachzahnkinematik anhand von Nulldurchgang und Umkehrpunkten eines Phasendurchgangs (Raab et al. 2020a)**

Erkennbar ist, dass keine reine Querverschiebung der Werkzeugschneide parallel zur Richtung der Ultraschallanregung vorliegt. Vielmehr findet eine Verkippung der Hartmetallschneide um die letzte Knotenlinie statt. Im Nulldurchgang (①) zum Zeitpunkt  $T = 0$  entsprechen die Eingriffsbedingungen denen der konventionellen Zerspanung. Nach einem Zeitraum von  $0,5\pi$  befindet sich die Schneide am ersten Umkehrpunkt (②). Dabei taucht die hintere Schneidenspitze der Hauptschneide (•) radial nach unten ab (-), zeitgleich schiebt sich die hintere Nebenschneide tangential nach vorne (+). Im zweiten Umkehrpunkt (③) zum Zeitpunkt  $1,5\pi$  drehen sich diese Bedingungen um, was bedeutet, dass die hintere Schneidenspitze (•) in radiale Richtung aufsteigt (+), während sich die hintere Nebenschneide tangential nach hinten zurückzieht (-). Jeweils Gegenteiliges gilt für die betrachteten Zeitpunkte an der vorderen Schneidenspitze sowie der vorderen Nebenschneide. Durch die fortlaufend variierenden Eingriffsbedingungen ist eine signifikante Beeinflussung von Prozesskräften, Spannbildung sowie der kontaktierten Werkstückoberfläche zu erwarten.

Nachfolgend werden die richtungsabhängigen Verschiebungswerte in Abhängigkeit von der Phase bei unterschiedlicher Verzahnung verglichen. Da das FE-Modell keine modalen Dämpfungsgrade berücksichtigt, wurde ein relativer Abgleich bezogen auf die maximal auftretende Verschiebung vorgenommen, welche sich für die Flachzahnvariante in Passivkrafttrichtung einstellt. Die Hauptrichtungen des FE-Koordinatensystems wurden auf die Wirkrichtung der Zerspankraftkomponenten  $F_p$ ,  $F_c$  und  $F_{cn}$  übertragen.

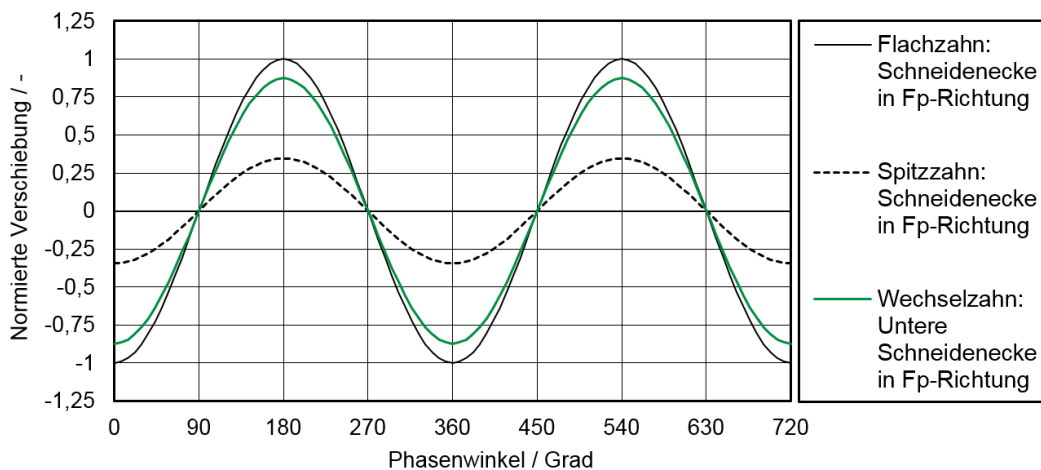


Abbildung 56: Vergleich der normierten Verschiebung in Passivkrafttrichtung am Beispiel der äußeren Schneidenecken von Flach-, Spitz- und Wechselzahn

Abbildung 56 zeigt diesen Vergleich beispielhaft anhand der Verschiebung an den Schneidenecken. Dabei wird der Einfluss einer spitz zulaufenden Hauptschneide sichtbar. So fällt der Schwingungsanteil in Passivkrafttrichtung beim Spitzzahn im Vergleich zum Flachzahn um circa 70 % kleiner aus. Beim Wechselzahn ist der Anteil im Vergleich zum Flachzahn lediglich 20 % kleiner.

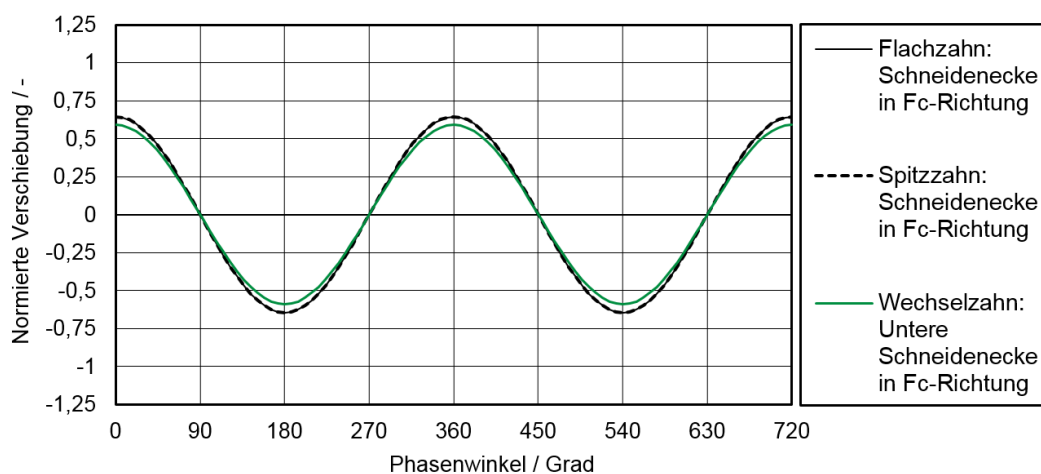


Abbildung 57: Vergleich der normierten Verschiebung in Schnittkrafttrichtung am Beispiel der äußeren Schneidenecken von Flach-, Spitz- und Wechselzahn



In Abbildung 57 wird dieser Vergleich im Bereich der äußeren Schneidenecken in Wirkrichtung der Schnittkraft weitergeführt. Es fällt eine weitreichende Übereinstimmung zwischen den Zahnformen auf, wobei deren Verschiebungsanteil in Schnittkrafttrichtung, bezogen auf den maximalen Verschiebungswert in Passivkrafttrichtung, zwischen 60 – 65 % beträgt. In Abbildung 58 werden die Verschiebungen aller untersuchten Zahnformen im Bereich der Hauptschneide qualitativ zusammengefasst. Daneben ist der für den Eingriff relevante Flächenabschnitt für jede Zahnvariante farblich markiert, um die für den Zerspanprozess relevanten Wirkrichtungen ableiten zu können.

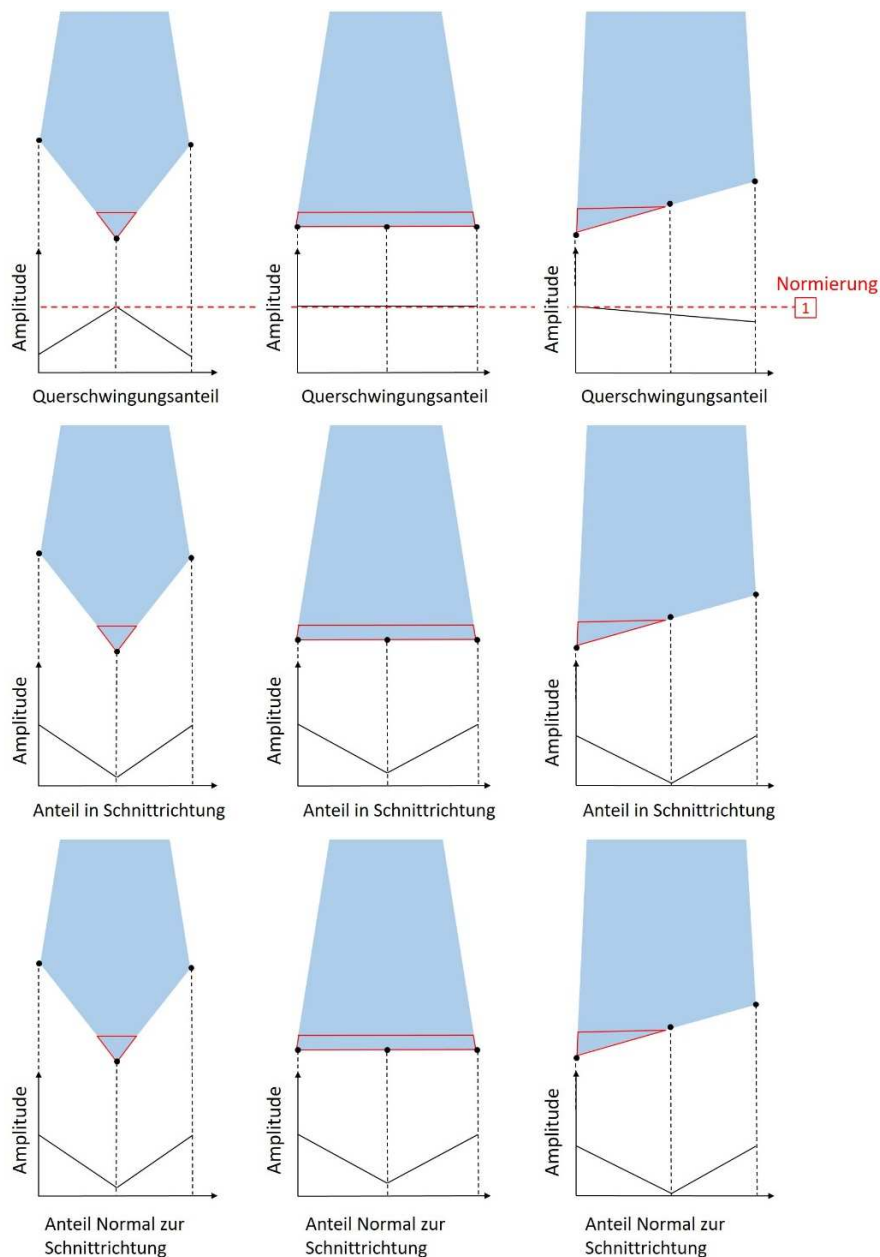


Abbildung 58: Verschiebungsanteile in Passiv-, Schnitt- und Schnittnormalkrafttrichtung dargestellt für die Spitz-, Flach- und Wechselzahngeometrie

*Flachzahn:* Der Querschwingungsanteil an der Hauptschneide ist in Passivkrafttrichtung konstant und bildet dort sein Maximum aus (= 100 %), welches zur Normierung aller weiteren Verschiebungswerte herangezogen wurde. Der maximale Verschiebungsanteil in  $F_C$ - und  $F_{Cn}$ -Richtung findet sich dagegen an den Ecken der Hauptschneide und beträgt dort 65 % des maximalen Querschwingungsanteils. In der Mitte des Flachzahns findet in  $F_C$ - und  $F_{Cn}$ -Wirkrichtungen nahezu keine Verschiebung statt. Diese beträgt dort lediglich 1,2 % des maximalen Querschwingungsanteils. Beide Schneidenecken zeigen ein um  $\pi$  phasenverschobenes, ansonsten aber analoges Schwingverhalten. Aufgrund des breiten Eingriffsbereichs des Flachzahns, sowohl entlang der Hauptschneide als auch an beiden Nebenschneiden, ist bereits bei niedrigen Spanungsdicken von einer erhöhten Amplitudenreduktion in Wechselwirkung mit dem Werkstoff auszugehen.

*Spitzzahn:* Der Querschwingungsanteil in Passivkrafttrichtung ist in der Mitte des Zahns, das heißt an der Zahnspitze, maximal und entspricht dort dem Normwert des Flachzahns (= 100 %). Der maximale Schwingungsanteil in Schnittrichtung sowie Normal zur Schnittrichtung bildet sich dagegen an den beiden Schneidenecken aus und sinkt zur Zahnspitze hin auf ein Minimum von 1,3 %. Die Schneidenecken befinden sich aufgrund des steilen Spitzenwinkels von  $45^\circ$  während der Zerspanung nicht im Eingriff. Da die Schneidenecken näher an der letzten Knotenlinie der Betriebsschwingform liegen, fällt der Schwingungsanteil in  $F_p$ -Richtung an den Schneidenecken mit 37 % deutlich geringer aus als an der Zahnspitze. Im Eingriff dominiert somit der hohe Querschwingungsanteil an der Zahnspitze.

*Wechselzahn:* Der Wechselzahn ähnelt in seinem Schwingverhalten weitestgehend dem Flachzahn. Jedoch unterscheiden sich beide Zahnformen aufgrund der unter  $10^\circ$  abfallenden Hauptschneide wesentlich bezüglich ihres Eingriffsbereichs. Beim Wechselzahn findet der Eingriff überwiegend im höher liegenden Teil der Hauptschneide sowie der oberen Schneidenecke statt. Folglich befinden sich lediglich eine Nebenschneide sowie ein von der Spanungsdicke abhängiger Anteil der Hauptschneide im direkten Kontakt mit dem Werkstück. Dadurch wird die Querschwingung durch das Werkstück schwächer gedämpft als dies beim Flachzahn der Fall ist. Vor allem bei kleinen Spanungsdicken sind daher hohe Verschiebungsanteile in allen drei Wirkrichtungen zu erwarten. Die Proportion zwischen dem Verschiebungsanteil in  $F_p$ -Richtung sowie denjenigen in  $F_C$ - und  $F_{Cn}$ -Richtung beträgt im Eingriffsbereich der oberen Schneidenecke

1 zu 0,6. Zur Mitte des Wechselzahns sinken die Schwingungsanteile in  $F_c$ - und  $F_{cn}$ -Richtung gegen 0 ab. Der Querschwingungsanteil sinkt von der oberen zur unteren Schneidenecke von 100 % auf 87 %.

#### Fazit zum Schwingverhalten von Werkzeug und Werkzeugschneide

Die Ergebnisse der numerischen sowie experimentellen Untersuchungen zeigen übereinstimmend, dass der Einsatz von Ultraschall-Schwingsystemen im 20-kHz-Frequenzbereich auf den Anwendungsfall scheibenförmiger Werkzeuge übertragbar und technologisch beherrschbar ist. Die im Bereich der Aufnahmebohrung beaufschlagte Ultraschallschwingung führt typischerweise zu einer transversalen Betriebsschwingform deren Charakteristik sich wie folgt zusammenfassen lässt:

- ❖ Die Zahnträgergeometrie bestimmt den Verlauf der Knotenkreise und damit die Ausprägung der 20-kHz-Betriebsschwingform. Bereits kleine geometrische Veränderungen im Bereich des Zahnträgers – wie z.B. das Zurückschleifen des Zahnrückens – wirken sich signifikant auf die Betriebsschwingform und damit auf die Schwingverhältnisse an den Werkzeugschneiden aus (siehe Abbildung 54).
- ❖ Die 20-kHz-Betriebsschwingform bildet konzentrische Knotenkreise aus, wobei der letzte Knotenkreis im Randbereich des Werkzeugs, kinematisch als Pivotlinie fungiert, um welche der Zahnträger mitsamt der Schneide eine kontinuierliche Kippbewegung vollzieht. Die Analyse unterschiedlicher Zahnformen ergab, dass bei gleichbleibender Betriebsschwingform der Abstand zwischen dem letzten Knotenkreis und der Schneide die Intensität des Querschwingungsanteils  $A_p$  der Kippbewegung bestimmt (vgl. Abbildung 58).
- ❖ Während der Zerspanung ist eine Beeinflussung der freien Schwingbewegung durch das Werkstück, im Sinne einer Behinderung des Querschwingungsanteils  $A_p$  zu erwarten (Amplitudenreduktion). Die jeweilige Zahnform sowie die damit einhergehenden Eingriffsbedingungen geben den lateralen Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück vor und bestimmen damit die Höhe des Querschwingungsanteils im Eingriff. In Kapitel 6 werden die Auswirkungen dieser Amplitudenreduktion in Abhängigkeit von der Spanungsdicke sowie von der Zahnform in experimentellen Untersuchungen näher betrachtet.

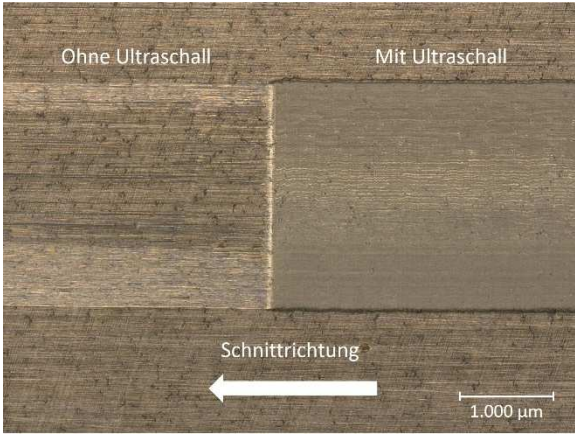
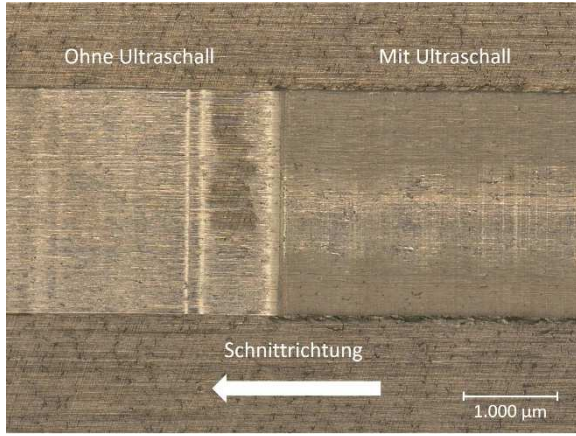
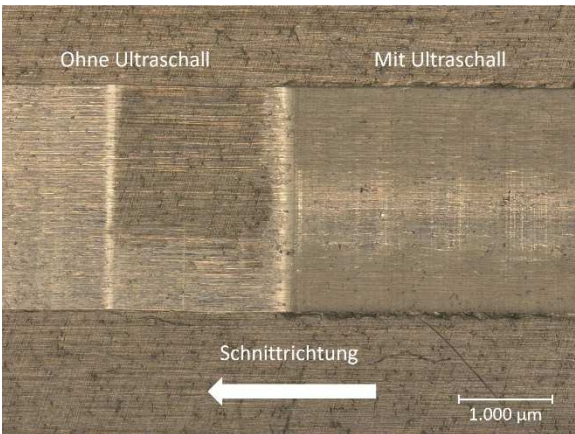
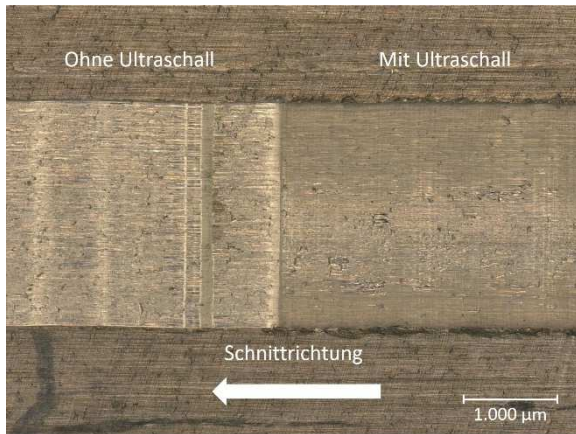
## 6 Untersuchung der Zerspanung im Einzahn-Versuch

In Kapitel 6 werden anhand des Orthogonalschnitts ultraschallinduzierte Modifikationen der Werkstücktopografie, der Spanform sowie der Zerspankräfte analysiert. Dabei stehen insbesondere die Auswirkungen unterschiedlicher Zahngeometrien sowie steigender Spanungsdicken und Schnittgeschwindigkeiten im Zentrum der Betrachtungen.

### 6.1 Untersuchung der Werkstücktopografie

In Tabelle 13 sind lichtmikroskopische Aufnahmen von Aluminiumproben abgebildet, welche im Orthogonalschnitt mit dem Flachzahn erzeugt wurden. Hierbei wurde die Spanungsdicke bei einer Schnittgeschwindigkeit von 0,5 m/min schrittweise gesteigert. In der Mitte des Schnittwegs erfolgte jeweils die Deaktivierung der Ultraschallschwingung.

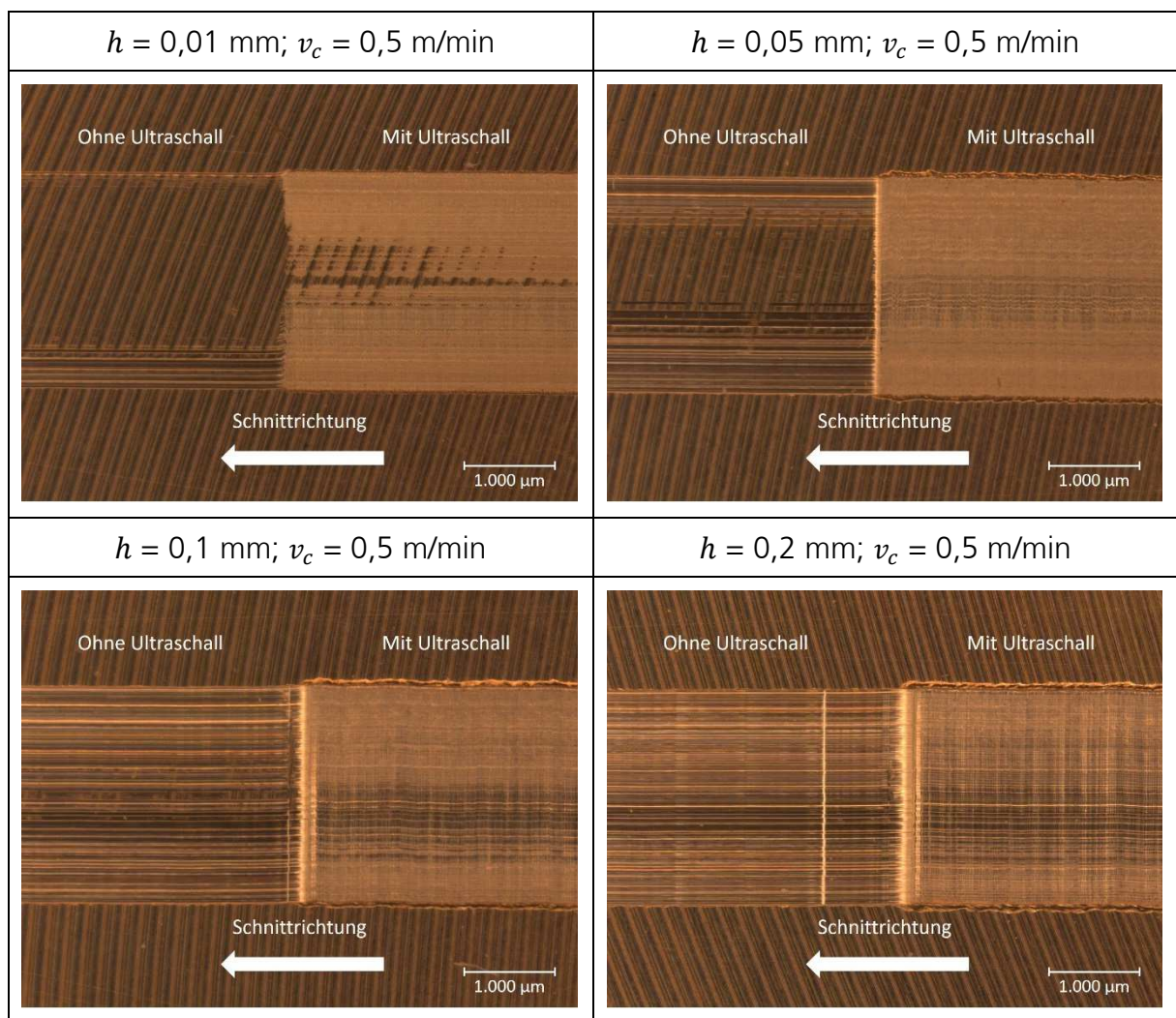
Tabelle 13: Aluminiumoberfläche mit / ohne Ultraschall im Einzahn-Versuch (Flachzahn)

$h = 0,01 \text{ mm}; v_c = 0,5 \text{ m/min}$	$h = 0,05 \text{ mm}; v_c = 0,5 \text{ m/min}$
	
$h = 0,1 \text{ mm}; v_c = 0,5 \text{ m/min}$	$h = 0,2 \text{ mm}; v_c = 0,5 \text{ m/min}$
	



Durch die Deaktivierung des Ultraschalls entstehen tiefe Querrillen, welche im Schnittspalt sichtbar sind. Zudem führt dies bei der Aluminiumzerspanung ab 0,05 mm Spanungsdicke zum Spanbruch. Bei den ultraschallbearbeiteten Teilstrecken sind zusätzliche Oberflächenstrukturierungen senkrecht zur Schnitttrichtung erkennbar. Diese Teilstrecken verfügen über höhere Schnitttiefen. Zudem bilden sich an den Rändern des Schnittspalts zusätzliche Grate aus. Die schrittweise Steigerung der Spanungsdicke führt zu einer Verstärkung dieser Gratausbildung. Dies belegt, dass die aus der Ultraschallüberlagerung resultierende Schneidenkinematik zum überwiegenden Teil durch den Querschwingungsanteil dominiert wird (siehe Abschnitt 5.4). Im Umkehrschluss ist von einer deutlichen Dämpfung der Ultraschallamplitude durch den Kontakt zwischen der Nebenschneide und dem Werkstück auszugehen.

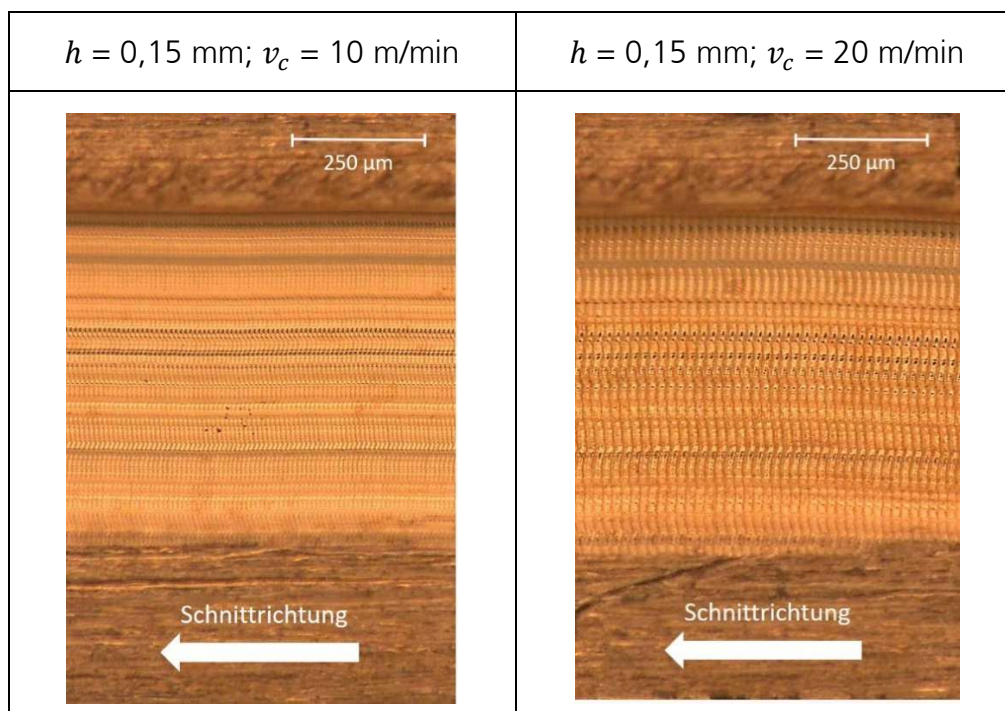
Tabelle 14: Kupferoberfläche mit / ohne Ultraschall im Einzahn-Versuch (Flachzahn)



In Tabelle 14 sind lichtmikroskopische Aufnahmen von Kupferproben abgebildet, welche im Orthogonalschnitt mit dem Flachzahn erzeugt wurden. Im Vergleich zu den zuvor in Tabelle 13 abgebildeten Aluminiumproben, zeichnen sich die Querrillen im Schnittspalt sowie die Grate an den Schnittspalträndern deutlicher ab. Beide Beobachtungen beschränkten sich eindeutig auf die ultraschallbearbeiteten Teilstrecken, daher kann bezüglich des Schwingverhaltens des Flachzahns von einer Dominanz des Querschwingungsanteils ausgegangen werden. Diese Querschwingung, parallel zur Wirkrichtung der Passivkraft, wird durch den Kontakt zwischen der Nebenschneide und dem Werkstück gedämpft, weshalb eine Reduzierung der Ultraschallamplitude bei steigender Spanungsdicke anzunehmen ist. Eine solche Amplitudenreduzierung wirkt sich wiederum negativ auf den Arbeitsbereich der ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung aus (siehe dazu Abschnitt 3.2). Die Geometrie des Flachzahns erweist sich in diesem Zusammenhang als besonders anfällig für Dämpfungsmechanismen, da selbst bei kleinen Spanungsdicken beide Nebenschneiden das Werkstück berühren.

Aus Tabelle 15 geht der Einfluss steigender Schnittgeschwindigkeiten während der ultraschallüberlagerten Kupferzerspanung hervor. Während des Orthogonalschnitts mit einem Wechselverzahn wurde die Schnittgeschwindigkeit verdoppelt und anschließend die Werkstücktopografie der beiden Teilstrecken einander gegenübergestellt.

**Tabelle 15: Kupferoberfläche mit Ultraschall im Einzahn-Versuch (Wechselzahn)**

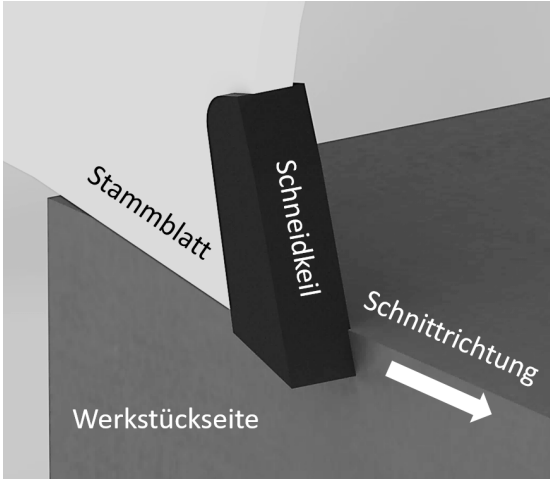


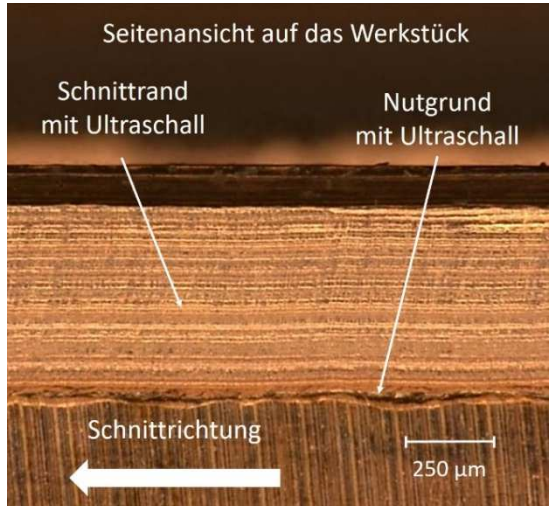


In Folge der Verdopplung der Schnittgeschwindigkeit von 10 m/min auf 20 m/min ist eine deutliche Streckung des im Nutgrund abgezeichneten Schwingungsmusters erkennbar. Anhand des Querrillenmusters lassen sich die am Aktor eingestellte Ultraschallfrequenz sowie die im Versuch eingestellte Schnittgeschwindigkeit rechnerisch überprüfen: Der in Tabelle 15 rechts dargestellte Nutgrund verfügt entlang einer Teilstrecke von 250  $\mu\text{m}$  über 15 sichtbare Querrillen in einem Abstand von jeweils 16,67  $\mu\text{m}$ . Da eine Querrille innerhalb eines Schwingungsdurchgangs erzeugt wird, kann für die Schwingfrequenz von 20 kHz für jeden Schwingungsdurchgang ein Zeitraum von 0,05 ms angenommen werden. Dies führt zu einer berechneten Schnittgeschwindigkeit von 333,3  $\mu\text{m}/\text{ms}$ , welche mit der im Versuch festgelegten Schnittgeschwindigkeit von 20 m/min übereinstimmt. Im Gegensatz zu den Proben, welche mit der Flachzahngeometrie erzeugt wurden, ist keine ausgeprägte Gratbildung am Rand des Schnittspalts erkennbar. Dies deutet auf ein günstigeres Dämpfungsverhalten des Wechselzahns im Bereich der Nebenschneide hin.

Weiterführende Untersuchungen der Schnittspalttopografie zeigen die Auswirkungen der Ultraschallschwingung in alle drei Wirkrichtungen. Im Rahmen der Versuchsdurchführung wurde der Wechselzahn seitlich am Werkstück vorbeigeführt, sodass sich die Haupt- sowie eine Nebenschneide anteilig im Eingriff befanden (siehe Tabelle 16, links oben). In der Mitte des Schnittwegs erfolgte die Deaktivierung der Ultraschallschwingung (Tabelle 16, rechts oben). Durch die Betrachtung des Werkstücks in der Seitenansicht sind topografische Unterschiede am Schnitttrand sowie im Nutgrund erkennbar, welche auf die Ultraschallschwingung zurückzuführen sind (Tabelle 16, unten). So weisen die Schnittländer bei aktivem Ultraschall zusätzliche Querrillen orthogonal zur Schnitttrichtung bzw. parallel zur Nebenschneide auf. Daneben wird der Einfluss der Schwingung in  $F_{cn}$ -Wirkrichtung anhand des zusätzlichen Abtrags im Nutgrund deutlich. Beide Beobachtungen lassen sich auf die aktiven Schwingungsanteile von Neben- sowie Hauptschneide in Wirkrichtung der Schnittnormalkraft zurückführen. Der Querschwingungsanteil in  $F_p$ -Wirkrichtung führt wiederum dazu, dass die Nebenschneide in Passivkrafttrichtung tiefer in den Werkstoff eintritt. Diese Beobachtungen bestätigen bisherige Überlegungen zur Schneidenkinematik des Wechselzahns aus Abschnitt 5.4 bzw. Abbildung 58.

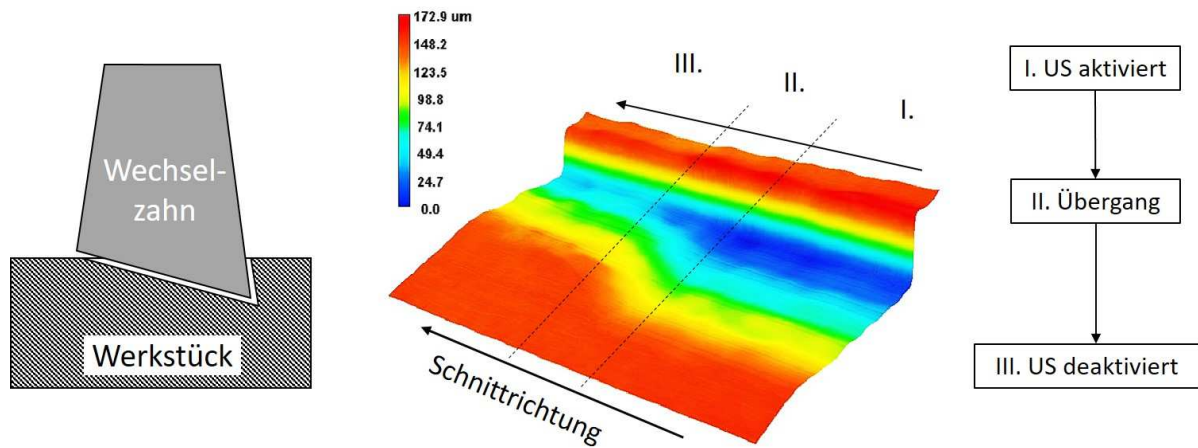


Tabelle 16: Seitenansicht des Kupferwerkstücks im Einzahn-Versuch mit Wechselverzahnung

Skizze der Versuchsanordnung	$h = 0,7 \text{ mm}; v_c = 1 \text{ m/min}; \text{Übergang}$
	
$h = 0,7 \text{ mm}; v_c = 1 \text{ m/min}; \text{ohne US}$	$h = 0,7 \text{ mm}; v_c = 1 \text{ m/min}; \text{mit US}$
	

Durch die dreidimensionale Vermessung der Werkstückproben unter dem Lichtmikroskop lassen sich zudem Auswirkungen der Ultraschallschwingung auf die Breite sowie die Tiefe des Schnittspalts quantifizieren. Dies geht aus Abbildung 59 hervor, welche einen mit einem Wechselzahn erzeugten Schnittspalt vor (Abschnitt I), während (Abschnitt II) sowie nach der Deaktivierung des Ultraschalls (Abschnitt III) zeigt. Im Vergleich der drei Abschnitte lassen sich Veränderungen der Schnittspaltdimension deutlich erkennen: So ist der Schnittspalt bei aktiver Schwingungsüberlagerung tiefer sowie einseitig in Richtung der geneigten Hauptschneide verbreitert. Der Schnittspaltrand, welcher durch die tiefer im Eingriff befindliche Nebenschneide erzeugt wurde, bleibt dagegen unverändert.





**Abbildung 59: Schnittpaltvergrößerung in Folge der Ultraschallschwingung des Wechselzahns (Werkstoff: Kupfer;  $v_c = 1$  m/min)**

Diese einseitige Schnittpaltverbreiterung parallel zum Querschwingungsanteil des Ultraschalls zeigt, dass die Schneidengeometrie des Wechselzahns ein Freischneiden orthogonal zur Schnittrichtung zulässt. Die unter  $10^\circ$  geneigte Hauptschneide erlaubt dem Zahn eine laterale Ausweichbewegung, welche an der Nebenschneide aufgrund des steileren Keilwinkels nicht möglich ist. Dieses Verhalten ist vorteilhaft für die ultraschallüberlagerte Zerspanung, da der Querschwingungsanteil aufgrund dieser Ausweichbewegung nicht eliminiert wird, sondern aufrechterhalten bleibt.

Dieser Logik folgend, kann die Schnittpaltvergrößerung herangezogen werden, um Rückschlüsse auf die eingriffsbedingte Behinderung der Ultraschallschwingung zwischen Schneidkeil und Werkstück zu ziehen. In Tabelle 17 ist dazu die quantitative Schnittpaltvergrößerung für die drei untersuchten Zahnformen zusammengefasst: Schnittspalte, welche mit dem Flachzahn erzeugt wurden, zeigen keine signifikante Veränderung der Schnittspaltdimensionen bei aktiver Ultraschallschwingung. Ursächlich hierfür sind die steilen Keilwinkel der Nebenschneiden und die sich daraus ergebenden ungünstigen Eingriffsbedingungen. So entstehen an beiden Nebenschneiden bereits bei kleinen Schnitttiefen starke Reaktionskräfte, welche dem Querschwingungsanteil der Ultraschallschwingung direkt entgegenwirken. Aufgrund des ansonsten fehlenden lateralen Freiheitsgrads bleibt der Schneide keine Möglichkeit, eine Ausweichbewegung zu vollziehen, wodurch der Querschwingungsanteil frühzeitig in der Interaktion mit dem Werkstück abgebaut wird. Dies zeigt sich auch in Form der bereits thematisierten Gratbildung an beiden Nuträndern (vgl. S. 97).

Tabelle 17: Zusammenfassung der messtechnisch erfassten Schnittspaltvergrößerung

Zahnform / Ultraschallparameter	Gemessene Breite / $\mu\text{m}$	Gemessene Tiefe / $\mu\text{m}$	Differenz / $\mu\text{m}$	
			Breite	Tiefe
Flachzahn / ohne Ultraschall	2150	109	+ 0	+ 18
Flachzahn / mit Ultraschall	2150	127		
Wechselzahn / ohne Ultraschall	622	112	+ 228	+ 50
Wechselzahn / mit Ultraschall	850	162		
Spitzzahn / ohne Ultraschall	518	256	+ 142	+ 62
Spitzzahn / mit Ultraschall	660	318		

Schnittspalte, welche mit dem Wechsel- oder dem Spitzzahn erzeugt wurden, weisen dagegen bei ultraschallüberlagerter Zerspanung eine deutliche Vergrößerung von Schnittbreite und Schnitttiefe auf, was ein höheres Zeitspanvolumen zur Folge hat. Ursächlich hierfür sind die flacheren Keilwinkel im Bereich der Nebenschneiden, welche die Dämpfung des Querschwingungsanteils verhindern, wodurch die Ultraschallamplitude auch im Eingriff aufrechterhalten wird. Letzteres ist die Grundvoraussetzung im Hinblick auf eine ultraschallinduzierte Reibungsreduktion, weshalb diese Zahnformen für den Einsatz in der ultraschallüberlagerten Zerspanung zu bevorzugen sind.

## 6.2 Untersuchung der Spanbildung

Nachfolgend werden Veränderungen der Spanform sowie der Spanbildung in Folge der ultraschallüberlagerten Zerspanung betrachtet. Hierzu wurden 50:50-Versuche sowie direkte Vergleichsversuche durchgeführt (siehe Abschnitt 4.2).

Wie in Tabelle 18 am Beispiel der Aluminiumzerspanung mit einem Flachzahn dargestellt ist, bilden sich in Folge der abrupten Deaktivierung des Ultraschalls zwei Teilspäne aus. Der erste Teilspan ist bei aktiver Ultraschallüberlagerung erzeugt worden, wogegen während der Erzeugung des zweiten Teilspans die Ultraschallschwingung deaktiviert war. Letzterer bleibt aufgrund der Aufbauschneidenbildung an der Schneide haften (siehe Tabelle 18, links). Auf der rechten Seite von Tabelle 18 sind die auf diese Weise erzeugten Teilspäne bei einer Spanungsdicke von  $h_1 = 0,1$  mm sowie  $h_2 = 0,2$  mm einander gegenübergestellt.

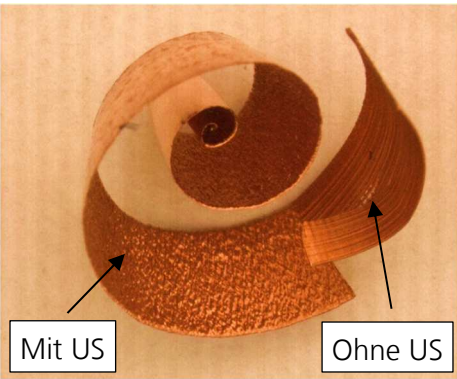
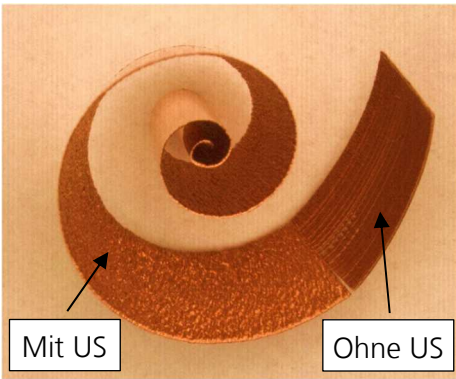
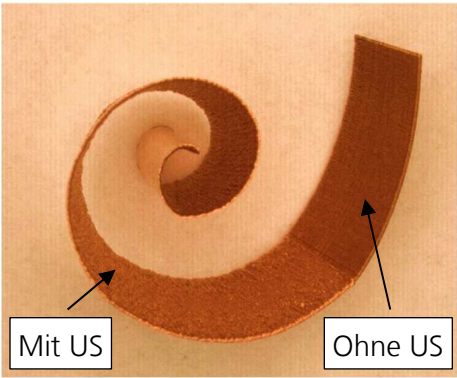
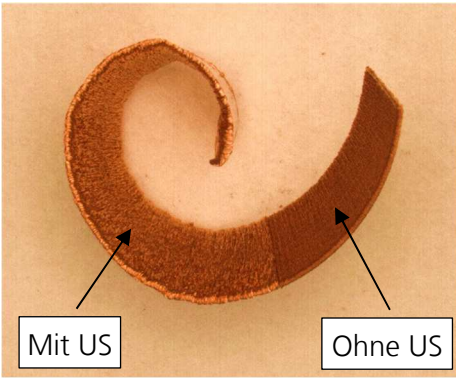
Tabelle 18: Spanbildung am Flachzahn jeweils mit / ohne Ultraschall (Werkstoff: Aluminium)

		<b>mit US</b> $v_c = 0,5 \text{ m/min}$ $h_1 = 0,1 \text{ mm}$ $h_2 = 0,2 \text{ mm}$
		<b>ohne US</b> $v_c = 0,5 \text{ m/min}$ $h_1 = 0,1 \text{ mm}$ $h_2 = 0,2 \text{ mm}$

Teilspäne, welche bei aktiver Ultraschallüberlagerung erzeugt wurden, sind im direkten Vergleich weniger stark gestaucht und nehmen einen größeren Spanraum ein. Zudem ist die Spanungsdicke geringfügig größer, was mit der beobachteten Schnittspaltvergrößerungen aus Abschnitt 6.1 übereinstimmt. Mit steigender Spanungsdicke nimmt die Stauchung aller Spansegmente grundsätzlich zu, jedoch bleiben selbst bei 200  $\mu\text{m}$  Spanungsdicke deutliche Unterschiede zwischen den mit bzw. ohne Ultraschallüberlagerung erzeugten Teilsegmenten bestehen.

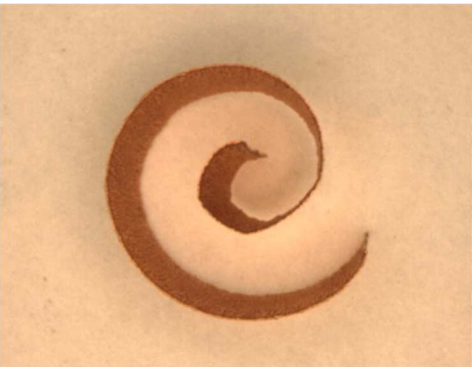

In Tabelle 19 ist die Beeinflussung der Spanbildung während der ultraschallüberlagerten Kupferzerspanung am Beispiel des Flachzahns dargestellt. Die Deaktivierung der Ultraschallschwingung im Rahmen des 50:50-Versuchs führte – im Gegensatz zur Aluminiumzerspanung – nicht zum Spanbruch und damit zur Entstehung zweier getrennter Spansegmente. Die Kupferspäne weisen, aufgrund der höheren Werkstofffestigkeitskennwerte, im Übergangsbereich lediglich kleine Einrisse bei Spanungsdicken bis 150  $\mu\text{m}$  auf. Dies erlaubt den Vergleich ultraschallbearbeiteter sowie konventionell bearbeiteter Spansegmente innerhalb eines Spans. Die wesentlichen Beobachtungen aus der Aluminiumzerspanung (siehe Tabelle 18) lassen sich analog auf die erzeugten Kupferspäne übertragen: Ultraschallbearbeitete Spansegmente sind weniger stark gestaucht, was zur Inanspruchnahme größerer Spanräume führt. Zudem zeigen sie ein verändertes Oberflächenprofil auf jener Spansseite, welche der Spanfläche abgewandt ist. Durch die Steigerung der Spanungsdicke kann für alle Spansegmente eine stärkere Spanstauchung beobachtet werden. Gleichzeitig schwächt sich der Einfluss der Ultraschallüberlagerung auf die Spanform bei zunehmender Spanungsdicke ab.

Tabelle 19: Spanbildung am Flachzahn beim 50:50-Versuch (Werkstoff: Kupfer)

$h = 0,1 \text{ mm}; v_c = 0,5 \text{ m/min}$	$h = 0,15 \text{ mm}; v_c = 0,5 \text{ m/min}$
	
$h = 0,2 \text{ mm}; v_c = 0,5 \text{ m/min}$	$h = 0,25 \text{ mm}; v_c = 0,5 \text{ m/min}$
	



Neben der Betrachtung im 50:50-Versuch erfolgte ein direkter Vergleich der Spanlängen jeweils mit sowie ohne Ultraschallüberlagerung. Dies ist zunächst am Beispiel der Flachzahn-Geometrie in Tabelle 20 dargestellt. Im Ergebnis ist ein weniger stark gestauchter Spahn in Folge der Ultraschallüberlagerung zu erkennen, welcher eine 25 – 35 % größere Spanlänge aufweist.

Tabelle 20: Spanbildung des Flachzahns jeweils mit / ohne Ultraschall (Werkstoff: Kupfer)

Mit US: $h = 0,15 \text{ mm}; v_c = 1 \text{ m/min};$	Ohne US: $h = 0,15 \text{ mm}; v_c = 1 \text{ m/min};$
	

In Tabelle 21 ist ein weiterer Spanlängenvergleich bei der Kupferzerspanung mit einem Wechselzahn dargestellt: Die schräg angestellte Hauptschneide des Wechselzahns führt zur Ausprägung doppelt gekrümmter Späne. Im direkten Vergleich der Spanformen waren – analog zur Flachzahngeometrie – im ultraschallüberlagerten Prozess eine geringere Spanstauchung sowie eine 35 – 45 % größere Spanlänge zu beobachten. Zudem krümmte sich der Span bei aktiver Schwingungsüberlagerung im ersten Drittel des Schnittwegs deutlich stärker ein, was auf ein frühes Ablösen des Spans von der Spanfläche und damit auf eine geringere Kontaktfläche sowie kleinere Reibungskräfte zwischen Spanfläche und Span hindeutet.

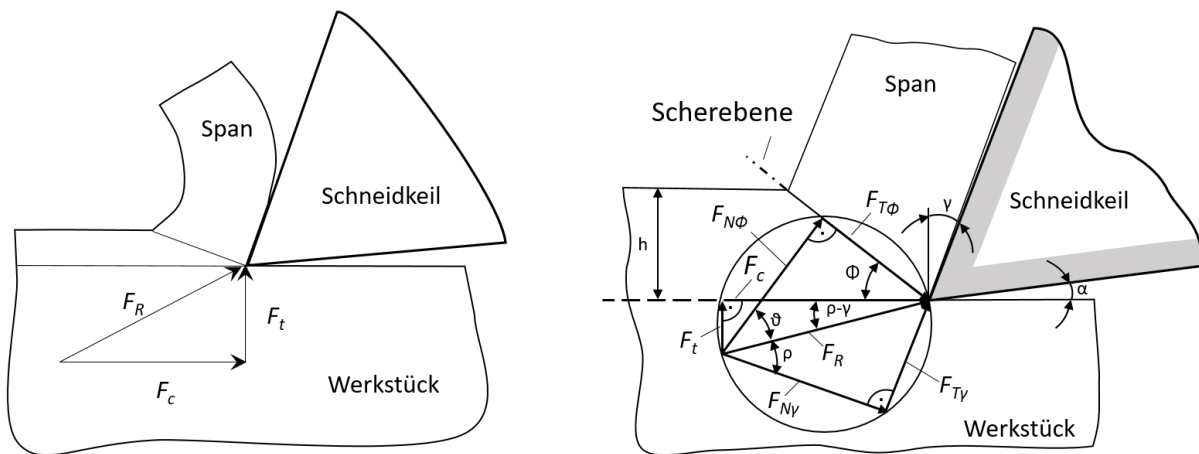
**Tabelle 21: Spanbildung am Wechselzahn jeweils mit / ohne Ultraschall (Werkstoff: Kupfer)**

Mit US: $T=0,25$ mm; $v_c = 1$ m/min;	Ohne US: $T=0,25$ mm; $v_c = 1$ m/min;
	

Letzteres bestätigt die in Kapitel 3.2 dargestellten Annahmen, denen zu Folge Ultraschallschwingungen zwischen metallischen Reibpartnern zur Reduzierung der auftretenden Haft- und Gleitreibungskräfte führen. Die Betrachtungen des Stift-Scheibe-Tribometers (siehe Abbildung 18) lassen sich auf die involvierten Kontaktflächen während der Zerspanung im orthogonalen Schnitt übertragen. Durch die zusätzliche Ultraschallkinematik des Hartmetallzahns entstehen im Bereich der Spanfläche Schwingungsanteile, welche sich parallel zur jeweiligen Wirkrichtung der drei Zerspankraftkomponenten  $F_c$ ,  $F_{cn}$  sowie  $F_p$  beschreiben lassen (siehe Abbildung 56, Abbildung 57 und Abbildung 58). Die Schwingungsanteile wirken orthogonal sowie parallel zur Hauptgleitrichtung des Spans und führen zu der in Abbildung 19 dargestellten amplituden- sowie gleitgeschwindigkeitsabhängigen Reibungsreduzierung an den Gleitflächen. Somit wirken im Kontaktbereich zwischen der Spanfläche sowie dem Span geringere Reibkräfte, was zu den beobachteten Veränderungen der Spanformen führt.



Zur Veranschaulichung der wirkenden Kraft- und Reibungsverhältnisse sind in Abbildung 60 die relevanten Kraftanteile für den Fall des orthogonalen Schnitts dargestellt (Merchant 1945). Die Reduzierung der Haft- und Gleitreibung an der Spanfläche kann demnach das Abfließen des Spans entlang der Spanfläche begünstigen, da der entgegen der Abfließrichtung des Spans wirkende Anteil der Reibkraft  $F_{Ty}$  verringert wird. Die zwischen Scherzone und Ablösepunkt des Spans wirkende Rückstaukraft auf den Span ist somit kleiner, weshalb der Span weniger stark gestaucht wird.



**Abbildung 60:** Zerspankraftkomponenten im orthogonalen Schnitt (links) und Kräftegeometrie am Schneidkeil nach Merchant (rechts) nach (Denkena et al. 2011, S. 67)

Diese Annahmen bestätigen sich bei der Betrachtung der Spanbildung mit Hilfe thermografischer Aufnahmen (siehe Abbildung 61): Die direkte Gegenüberstellung des Zerspanvorgangs mit und ohne Ultraschallschwingung zeigt, dass die veränderten Reibungsbedingungen an der Spanfläche die Spanformung sowie das Ablösen des Spans von der Spanfläche erheblich beeinflussen. Beim ultraschallüberlagerten Prozess ist ein früheres Ablösen des Spans von der Spanfläche zu beobachten, was gleichzeitig mit einer stärkeren Spankrümmung einhergeht (siehe Abbildung 61, links). Die stärkere Spankrümmung führt dazu, dass der Span schneller abfließen kann und nach kurzer Zeit wieder auf die Werkstückoberfläche trifft, wodurch er sich weiter spiralförmig einrollt. Zudem fallen die Späne in Folge der geringeren Stauchung um 35 – 45 % länger aus (vgl. Tabelle 21). Bei der Zerspanung ohne Ultraschall bleibt der Span dagegen deutlich länger an der Spanfläche haften und löst sich vergleichsweise spät ab (siehe Abbildung 61, rechts). Die längere Kontaktstrecke zwischen Span und Spanfläche lässt auf eine höhere Reibkraft  $F_{Ty}$  schließen. In der Folge fließt der Span langsamer an der Spanfläche ab, wird stärker gestaucht und krümmt sich deutlich weniger ein.

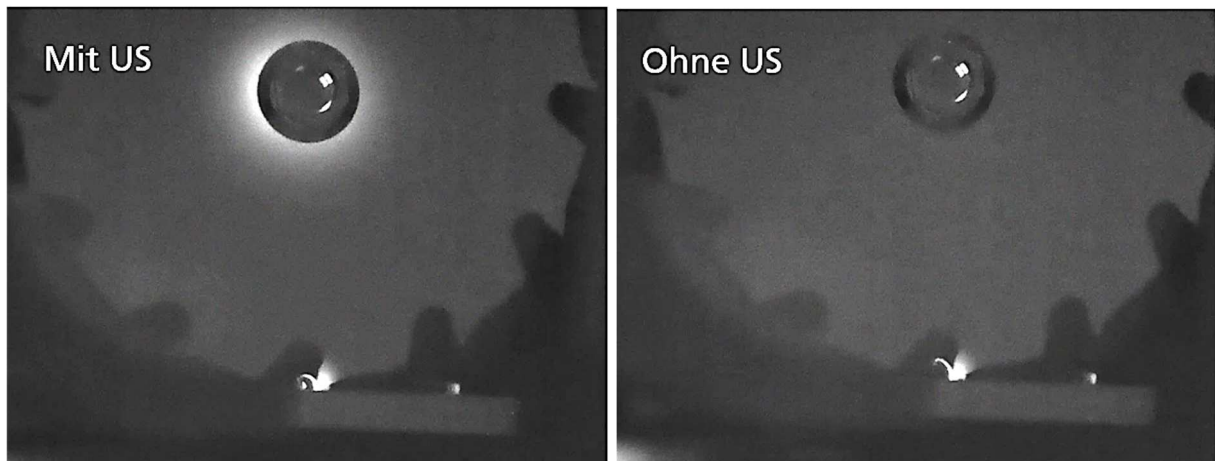


Abbildung 61: Thermografische Aufnahmen der Spanbildung am Wechselzahn jeweils mit / ohne Ultraschall (Werkstoff: Kupfer)

Wegen der ausreichend großen Spanräume des Versuchswerkzeugs waren keine geometrischen Anpassungen infolge der veränderten Spanbildung während der ultraschallüberlagerten Zerspanung erforderlich. Bei Werkzeugen mit höherer Zähnezahl und engeren Spanräumen muss das veränderte Spanbildungsverhalten gegebenenfalls durch eine entsprechende Spanraumgestaltung berücksichtigt werden. Damit kann das Verklemmen der Späne zwischen dem Zahn und dem Werkstück verhindert werden und ein kollisionsfreies Abfließen des Spans bleibt gewährleistet.

In der Literatur wird von vergleichbaren Auswirkung auf die Spanbildung durch die Modifikation der Reibungsverhältnisse zwischen Spanfläche und Span berichtet: So konnte (Esch 2021, S. 110 ff.) bei der Untersuchung laserstrukturierter Bohrwerkzeuge nachweisen, dass Mikrostrukturen auf der Spanfläche den Reibungskoeffizienten, die Reibkräfte sowie letztendlich die Zerspankräfte beeinflussen. Strukturierungen welche die Reibkräfte deutlich reduzierten, verursachten analog ein frühes Ablösen des Spans von der Spanfläche in Verbindung mit stärker gekrümmten Spänen. In Übereinstimmung dazu zeigte (Gatermann 1998), dass durch die Beschichtungen von Drehwerkzeugen die Spanflächenreibung gezielt verringert werden kann, was direkte Auswirkungen auf die Aufwärtskrümmung des Spans hatte. Als Haupteinflussfaktor auf die Aufwärtskrümmung wurde eine dem Biegemoment des Spans entgegenwirkende Reibkraft angeführt, welche aus den Normal- und Reibkräften in der Kontaktzone resultiert. Mit abnehmender Reibkraft erhöht sich demnach das auf den Span wirkende Biegemoment, was zu einer stärkeren Spankrümmung führte.

### 6.3 Schnittkräfte in Abhängigkeit von der Spanungsdicke

Nachfolgend werden die im Rahmen von Einzahn-Versuchen erfassten Prozesskräfte gegenübergestellt. Dabei kam die in Kapitel 4.2 beschriebene Versuchskonfiguration des 50:50-Versuchs zur Anwendung. Ziel der Untersuchungen war es, den Einfluss der Spanungsdicke auf die ultraschallinduzierte Zerspankraftreduzierung bei der Kupfer- und Aluminiumzerspanung zu quantifizieren. Dies geschah anhand variierender Zahnformen, da aus den Beobachtungen der vorhergehenden Abschnitte 5.4, 6.1 sowie 6.2 von abweichenden Schwingverhältnissen sowie einer von den Eingriffsbedingungen abhängigen Amplitudenreduktion auszugehen ist.

#### *Wechselzahn*

In Abbildung 62 sind die Zerspankraftkomponenten bei schrittweiser Steigerung der Spanungsdicke von 0,05 mm bis 0,35 mm für den Fall der Kupferzerspanung abgebildet. Sowohl mit als auch ohne Ultraschallüberlagerung stellt die Schnittkraft ( $F_{cU}$ ,  $F_{c0}$ ) die dominierende Zerspankraftkomponente dar. Mit steigender Spanungsdicke nehmen sowohl die Schnittkräfte  $F_c$  als auch die Schnittnormalkräfte  $F_{cn}$  zu.

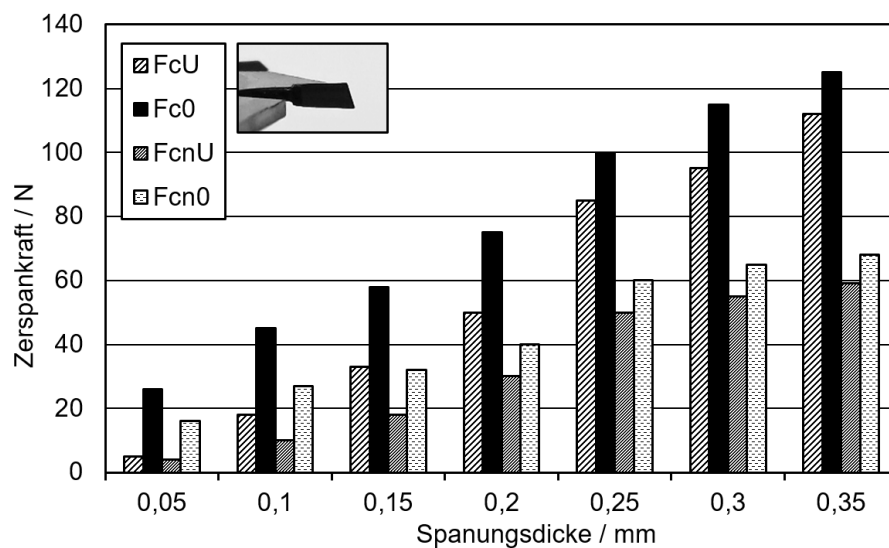


Abbildung 62: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

Die relative Reduktion der Zerspankraftkomponenten wird durch das Verhältnis der Prozesskräfte  $F_{cU}$  (mit Ultraschallüberlagerung) und  $F_{c0}$  (ohne Ultraschallüberlagerung) deutlich (Abbildung 63). Für die minimale Spanungsdicke der Versuchsreihe ist bei aktiver Ultraschallüberlagerung eine Reduzierung der Zerspankraftkomponenten von bis zu 80 %



zu verzeichnen. Dieser Effekt verringert sich mit steigender Spannungsdicke, sodass die Kraftreduktion bei maximaler Zustelltiefe von 0,35 mm lediglich 8-10 % beträgt. Diese prozentuale Abnahme bei ansonsten konstanten Versuchsbedingungen ist auf die Amplitudenreduktion an der Schneide aufgrund der Wechselwirkung mit dem Werkstück zurückzuführen.

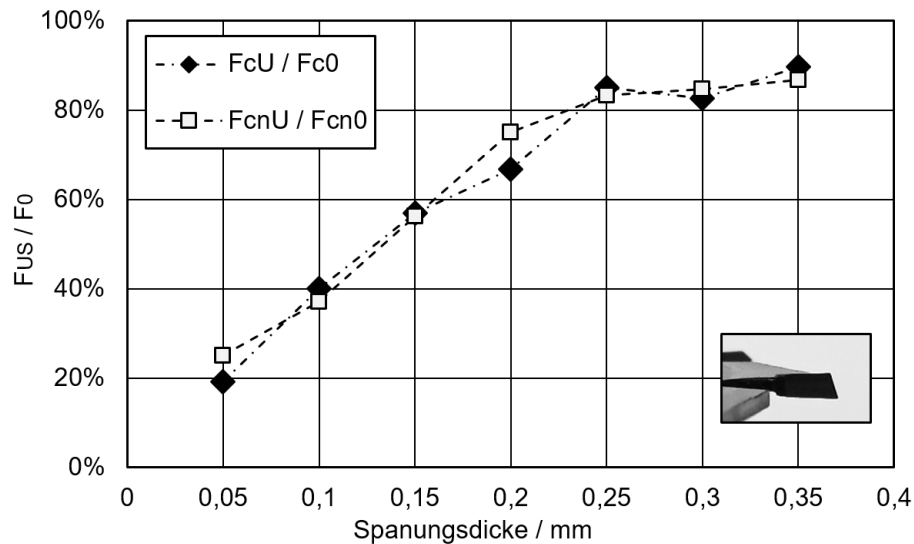


Abbildung 63: Relativer Einfluss der Spannungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

Abbildung 64 zeigt die Entwicklung der Zerspankräfte bei sukzessiver Steigerung der Spannungsdicke von 0,05 mm auf 0,35 mm für den Fall der Aluminiumzerspanung.

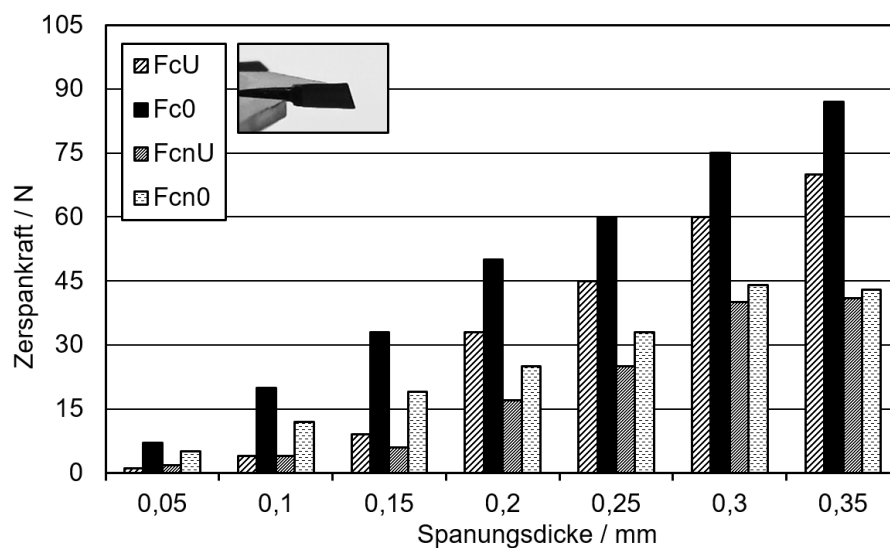
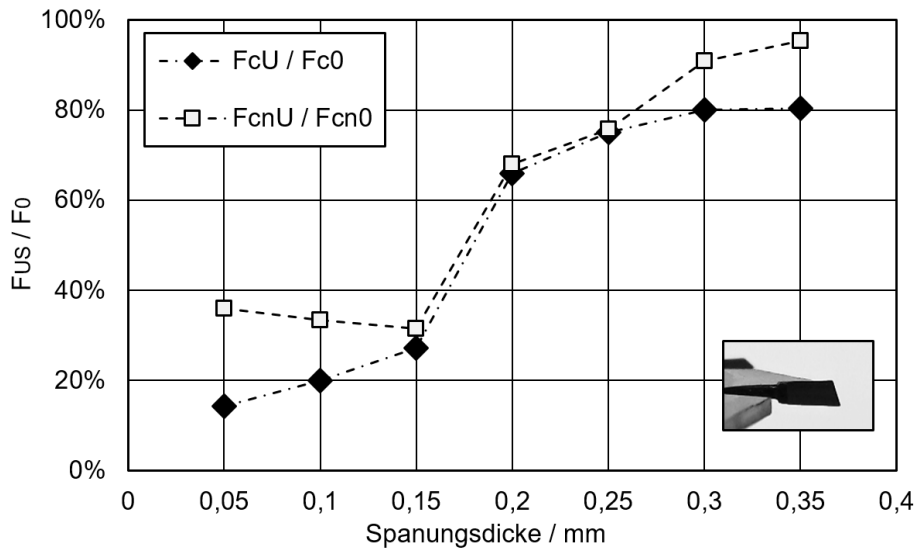


Abbildung 64: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spannungsdicke; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

Die Zerspankraftkomponenten entwickeln sich analog zur Kupferzerspanung: Mit zunehmender Spanungsdicke steigen  $F_c$  bzw.  $F_{cn}$  nahezu linear. Ebenso nimmt der Einfluss der Ultraschallschwingung auf die Zerspankraftkomponenten mit zunehmender Spanungsdicke ab. In Abbildung 65 ist diese Entwicklung anhand der relativen Zerspankraftreduktion zwischen  $F_{Us}$  und  $F_0$  veranschaulicht.



**Abbildung 65: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min**

Für Spanungsdicken bis 0,15 mm zeichnet sich in Folge der Ultraschallüberlagerung eine Reduzierung der Zerspankraftkomponenten von 60 – 80 % ab. Bei der maximalen Zustelltiefe von 0,35 mm sinkt dieser Wert jedoch auf 10 – 20 % ab. Auffällig ist, dass im Vergleich zur Kupferzerspanung der Ultraschalleinfluss auf die Schnittnormalkraft  $F_{cnU}$  in Teilbereichen geringer ausfällt. Dagegen konnte bei der Kupferzerspanung eine weitestgehende Kongruenz beider Verläufe beobachtet werden.

### **Spitzzahn**

In Abbildung 66 sind die absoluten Zerspankräfte bei gradueller Steigerung der Spanungsdicke von 0,05 mm auf 0,35 mm für den Fall der Kupferzerspanung mit einem Spitzzahn dargestellt. Auch bei dieser Zahnform stellt die Schnittkraft  $F_{cU}$  bzw.  $F_{c0}$  die dominierende Zerspankraftkomponente dar. Sie entspricht in der dargestellten Versuchskonfiguration näherungsweise dem doppelten Betrag der Schnittnormalkraft  $F_{cnU}$  bzw.  $F_{cn0}$ . Der zustellungsbedingte Anstieg der Schnittnormalkraft fällt im Vergleich zu den vorher dargestellten Versuchsergebnissen (siehe S.108) flacher aus.

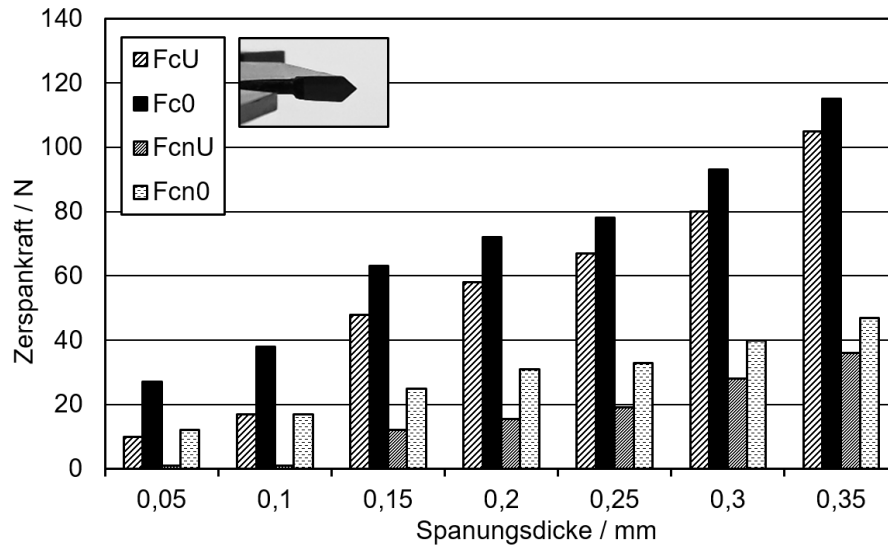


Abbildung 66: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

Für beide Kraftkomponenten ist eine signifikante Abnahme der gemittelten Kraftwerte bei aktiver Ultraschallüberlagerung feststellbar. Diese Beeinflussung der Prozesskräfte nimmt – übereinstimmend mit vorherigen Beobachtungen – mit steigender Zustellung wieder ab (Abbildung 67).

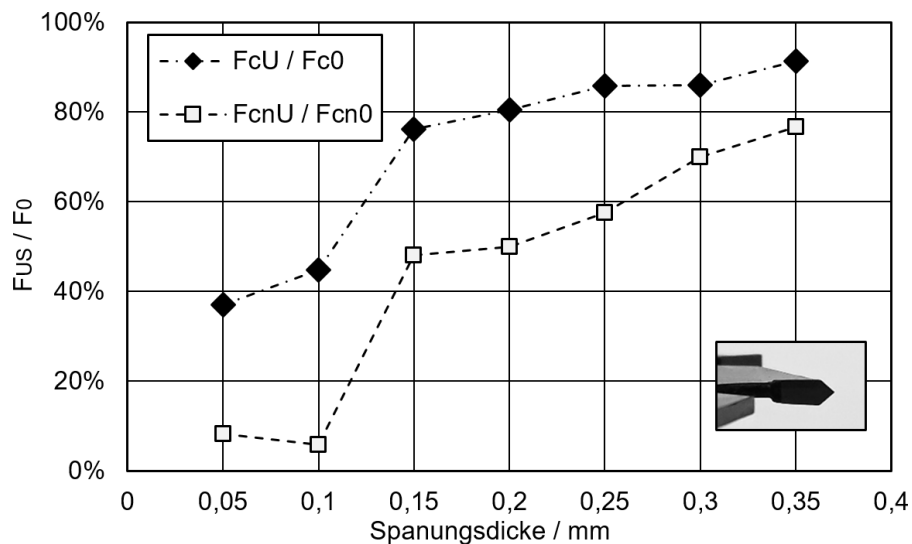


Abbildung 67: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

Bei Spanungsdicken bis 0,1 mm wird in Folge der Ultraschallüberlagerung eine Reduzierung der Zerspankraftkomponenten von 60 – 90 % beobachtet. Bei der maximalen Zustelltiefe von 0,35 mm sinkt dieser Wert auf 10 – 25 % ab. Auffällig ist,

dass der relative Ultraschalleinfluss auf die Schnittnormalkraft  $F_{cnU}/F_{cn0}$  im Vergleich zum Verhältnis der Schnittkräfte  $F_{cU}/F_{c0}$  deutlich größer ausfällt. Dies ist auf die geringere Belastung in Richtung der Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  zurückzuführen, welche aus der spitz zulaufenden Hauptschneide dieser Zahnform resultiert.

Abbildung 68 und Abbildung 69 führen die Betrachtung absoluter Zerspankräfte sowie der relativen Zerspankraftreduktion am Beispiel der Aluminiumzerspanung mit einem Spitzzahn fort. Hierbei ist ein zur Kupferzerspanung analoges Verhalten zu beobachten.

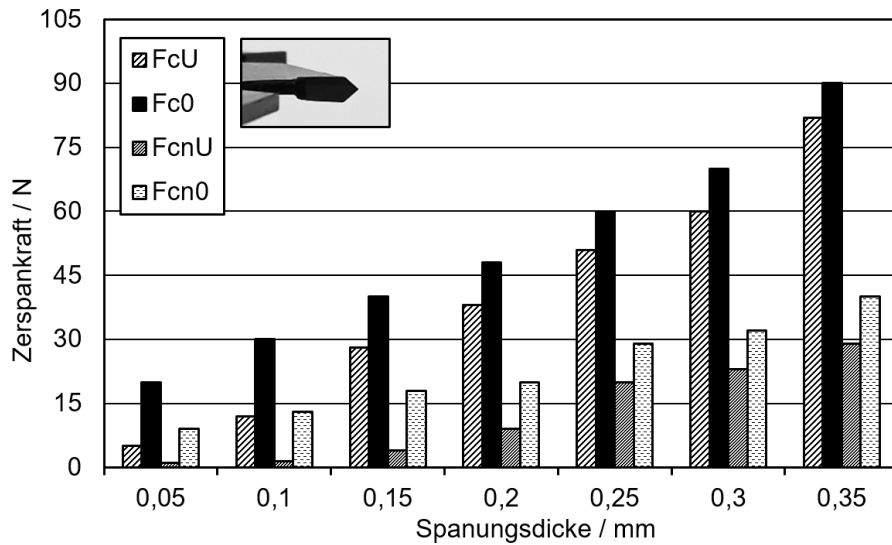


Abbildung 68: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

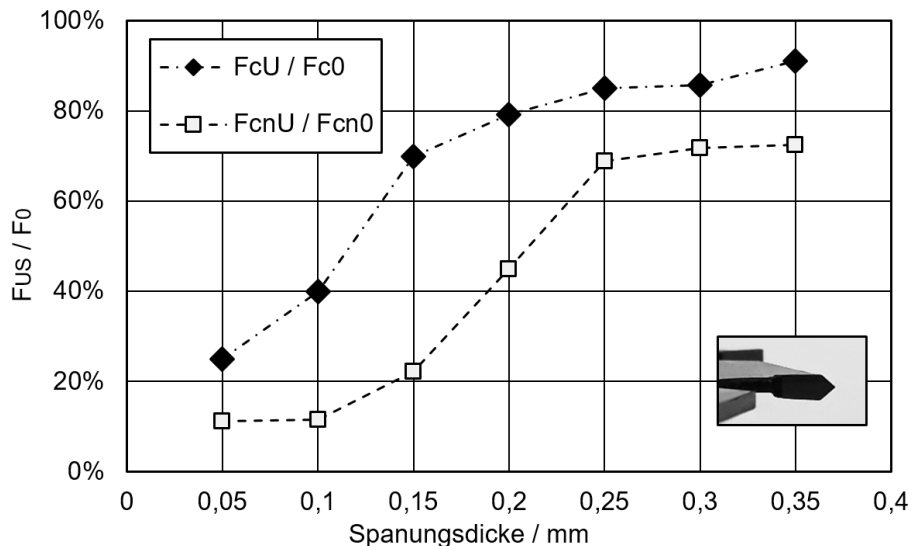


Abbildung 69: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

**Flachzahn**

In Abbildung 70 ist die Entwicklung der am Flachzahn wirkenden Zerspankräfte während der Kupferzerspanung bei gradueller Steigerung der Spanungsdicke dargestellt. Für die Schnittkräfte  $F_{cU}$  bzw.  $F_{c0}$  sowie die Schnittnormalkräfte  $F_{cnU}$  bzw.  $F_{cn0}$  ist ein linearer Kraftanstieg mit zunehmender Spanungsdicke erkennbar. In Abbildung 71 wird anhand der relativen Kraftreduzierung deutlich, dass der Einfluss des Ultraschalls im Vergleich zum Wechsel- oder Spitzzahn bereits bei kleineren Spanungsdicken stark abnimmt.

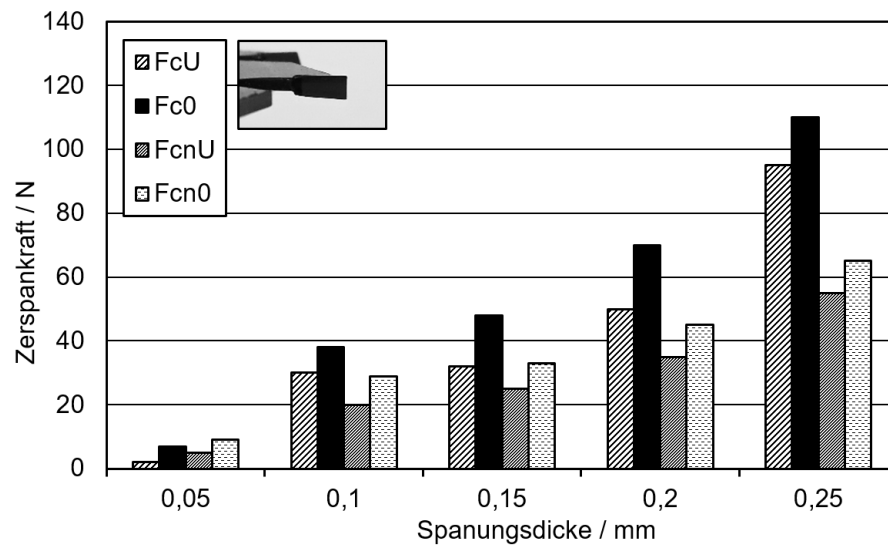


Abbildung 70: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

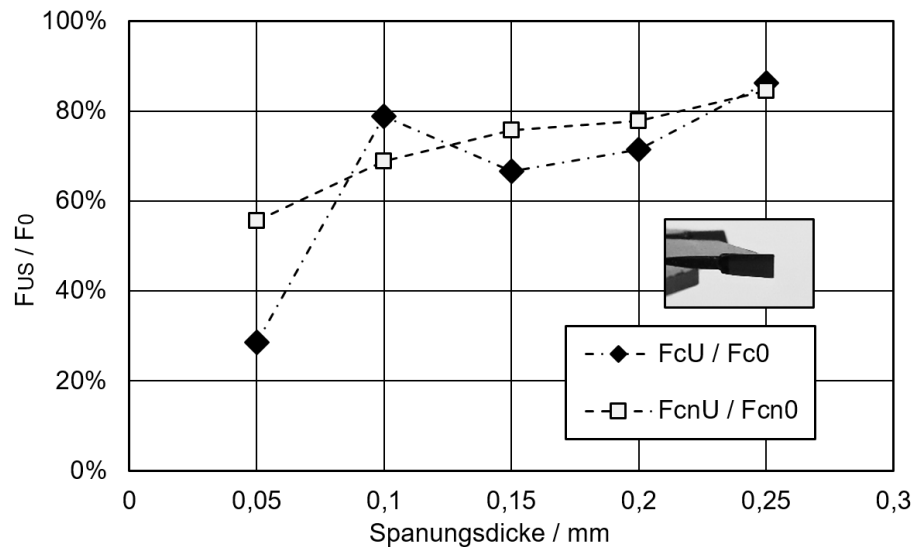


Abbildung 71: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

Die Untersuchungen der Aluminiumzerspanung mit dem Flachzahn bestätigen die vorhergehenden Beobachtungen, wobei ein linearer Anstieg der Zerspankraftkomponenten sowie ein früher Rückgang der ultraschallinduzierten Kraftreduzierung bereits bei kleinen Spanungsdicken vorliegt (siehe Abbildung 72). In Abbildung 73 wird dies anhand der relativen Reduktion beider Zerspankräfte verdeutlicht. Die Ergebnisse stützen somit die anhand der Werkstücktopografie getroffene Annahme einer verstärkten Amplitudenreduktion aufgrund der Flachzahngeometrie (vgl. S. 96-97).

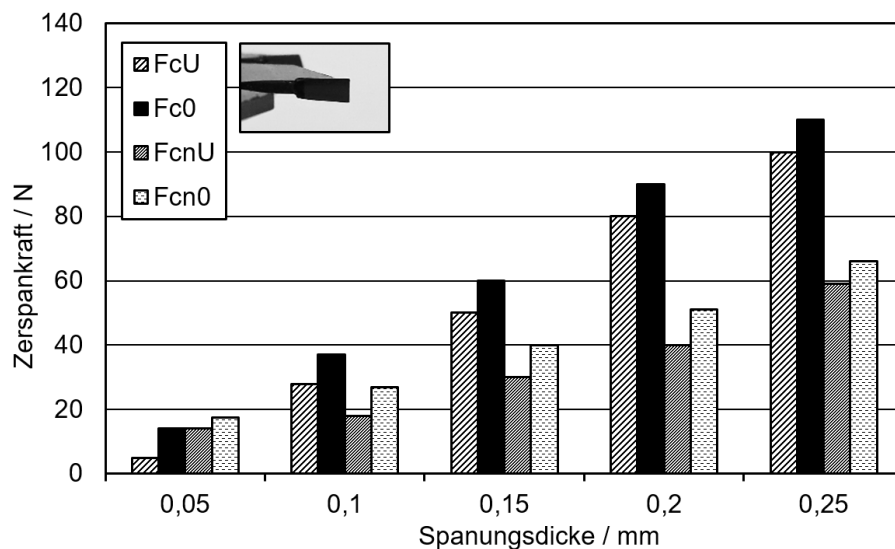


Abbildung 72: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Spanungsdicke; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit: 0,5 m/min

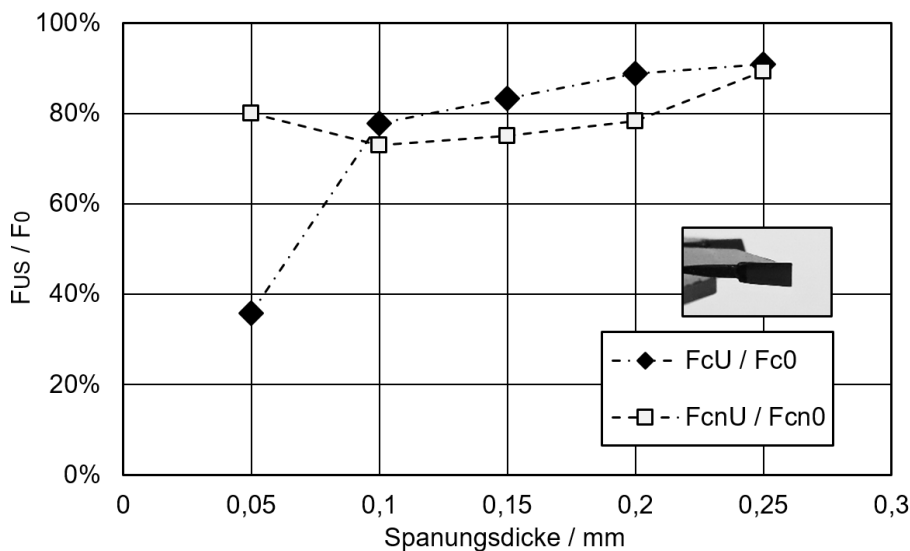


Abbildung 73: Relativer Einfluss der Spanungsdicke auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz 19,9 kHz; Schnittgeschwindigkeit 0,5 m/min

Anhand der am Schneidkeil vorherrschenden Kräftegeometrie nach Merchant (siehe S. 106) lässt sich die am Flachzahn wirkende Reibungskraft  $F_R$  mit Hilfe der zuvor messtechnisch erfassten Zerspankraftkomponenten ermitteln. Durch Gleichung 25 wird diese Transformation unter Berücksichtigung des werkstückseitig zu Grunde liegenden Dynamometerkoordinatensystems vorgenommen. Der Winkel  $\gamma$  berücksichtigt den Spanwinkel des Hartmetallzahns in Höhe von  $15^\circ$ . Da die Schnittkraft  $F_C$  in der vorliegenden Versuchskonfiguration mit negativem Vorzeichen erfasst wird (siehe S.59), ist dies beim Einsetzen der Einzelwerte in Gleichung 33 zu beachten.

$$F_R = -F_C \cdot \sin \gamma + F_{cn} \cdot \cos \gamma \quad (33)$$

Bezüglich der Angabe von Absolutwerten für  $F_R$  gilt zu berücksichtigen, dass die Kräftegeometrie nach Merchant den Nebenschneideneinfluss nicht erfasst. Jedoch erlaubt die dargestellte Kräfteumformung einen relativen Vergleich der Reibkraftanteile zwischen Versuchen mit und ohne Ultraschallüberlagerung. Tabelle 22 stellt dazu die ermittelten Reibungskräfte aus den beiden Versuchsreihen des Flachzahns der Kupfer- und Aluminiumzerspanung gegenüber. Eine Reibungsreduzierung infolge des Ultraschalls ist über beide Versuchsreihen hinweg feststellbar. Die Reibungskraft  $F_R$  korreliert analog zur Untersuchung der Zerspankraftkomponenten negativ mit der Spanungsdicke. So fällt die Reibungsreduktion bei der Kupferzerspanung zunächst von 49 % bei geringer Zustellung sukzessive bis auf 15 % für die maximale Spanungsdicke von 0,25 mm ab. Für die Aluminiumzerspanung ist ein ähnliches Verhalten zu beobachten: nach anfänglicher Reibungsreduktion von 28 % sinkt diese schrittweise auf 10 % ab.

**Tabelle 22: Gegenüberstellung der nach Merchant ermittelten Reibkräfte am Flachzahn**

Zustelltiefe bzw. Spanungsdicke [mm]	Flachzahn / Kupfer			Flachzahn / Aluminium		
	$F_R$ / N ohne US	$F_R$ / N mit US	Reduktion / %	$F_R$ / N ohne US	$F_R$ / N mit US	Reduktion / %
0,05	10,5	5,3	<b>49</b>	20,5	14,8	<b>28</b>
0,10	37,9	27,1	<b>28</b>	35,7	24,6	<b>31</b>
0,15	44,3	32,4	<b>27</b>	54,2	41,9	<b>22</b>
0,20	61,6	46,7	<b>24</b>	72,6	59,3	<b>18</b>
0,25	91,3	77,7	<b>15</b>	92,2	82,9	<b>10</b>

## 6.4 Schnittkräfte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

Im nachfolgenden Abschnitt wird die Entwicklung der Schnittkräfte im Orthogonalschnitt bei schrittweiser Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit dargestellt. Mit Hilfe des Einzahn-Versuchs ist der direkte Vergleich von ultraschallüberlagertem und konventionellem Zerspanprozess losgelöst von Variationen der Spanungsdicke möglich. Aufgrund der verfügbaren Achslänge des Versuchsträgers waren Schnittgeschwindigkeiten bis  $v_c = 15$  m/min realisierbar. Höhere Geschwindigkeiten werden dagegen im Folgekapitel 7 im Rahmen eines Sägeversuchs betrachtet. Dieser berücksichtigt zusätzlich die im Kreissägeprozess auftretende Kommaspannbildung, welche eine kontinuierliche Variation der Spanungsdicke verursacht.

### Wechselzahn

In Abbildung 74 ist die Entwicklung der am Wechselzahn wirkenden Schnittkräfte bei einem Anstieg der Schnittgeschwindigkeit von 1 m/min auf 15 m/min für den Fall der Kupferzerspanung dargestellt. Für beide Kräfte  $F_c$  sowie  $F_{cn}$  ist ein linearer Anstieg in Korrelation mit der Schnittgeschwindigkeit feststellbar, wobei die Schnittkraft stärker ansteigt als die Schnittnormalkraft. Eine ultraschallinduzierte Kraftreduzierung ist über alle Versuchsreihen hinweg erkennbar, wenngleich der relative Einfluss mit steigender Schnittgeschwindigkeit schwindet. In Abbildung 75 wird dies anhand des Verhältnisses von ultraschallüberlagertem zu konventioneller Prozesskraft  $F_{us}/F_o$  veranschaulicht.

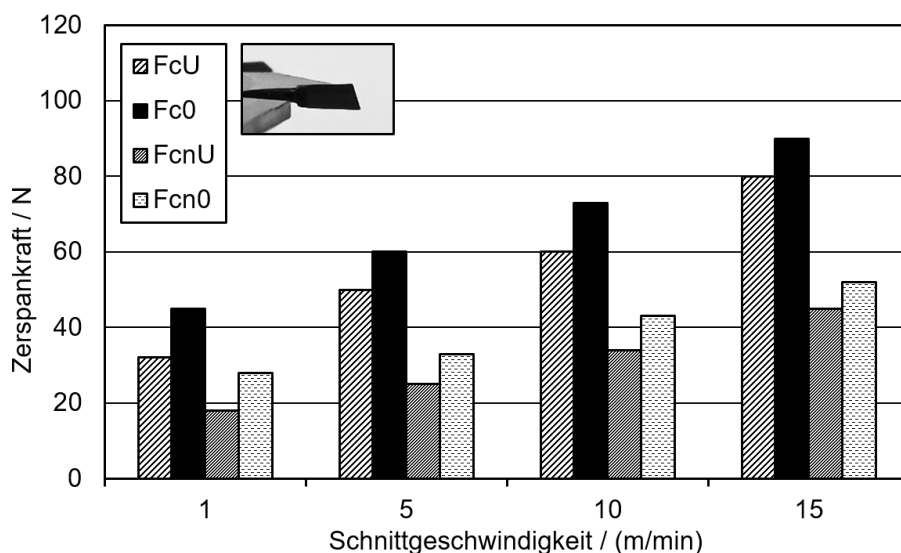


Abbildung 74: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm



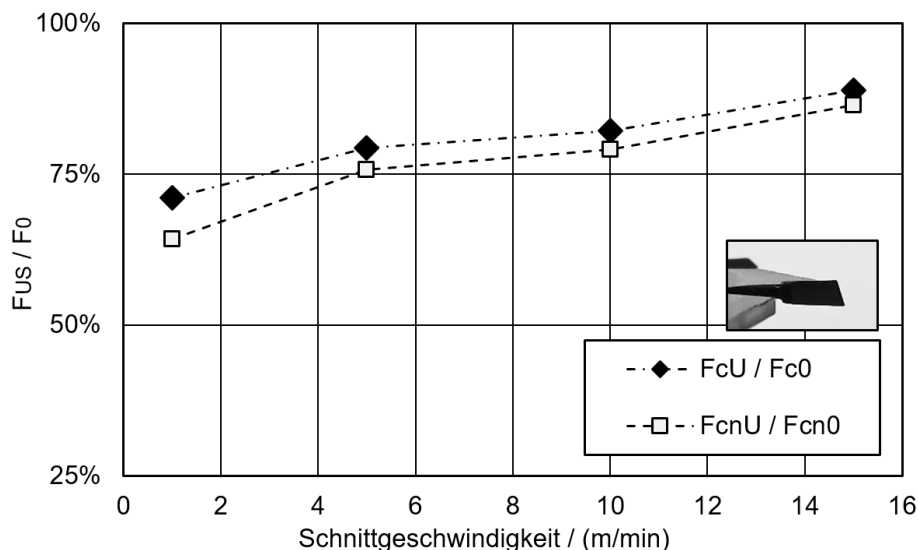


Abbildung 75: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm

In Abbildung 76 ist die Entwicklung der Schnittkräfte während der Aluminiumzerspanung dargestellt. Auffällig war dabei eine allgemeine Abnahme der Schnittkraft  $F_{c0}$  im betrachteten Prozessfenster bis  $v_c = 15$  m/min bereits im konventionellen Prozess. Als Ursache hierfür ist die für Aluminium typische Bildung von Anhaftungen in Form einer Aufbauschneide zu nennen. Bis zum geschwindigkeitsabhängigen Abriss der Aufbauschneide vergrößert diese den effektiven positiven Spanwinkel am Schneidkeil, was zur Verringerung der Schnittkraft und zu höherem Verschleiß führt.

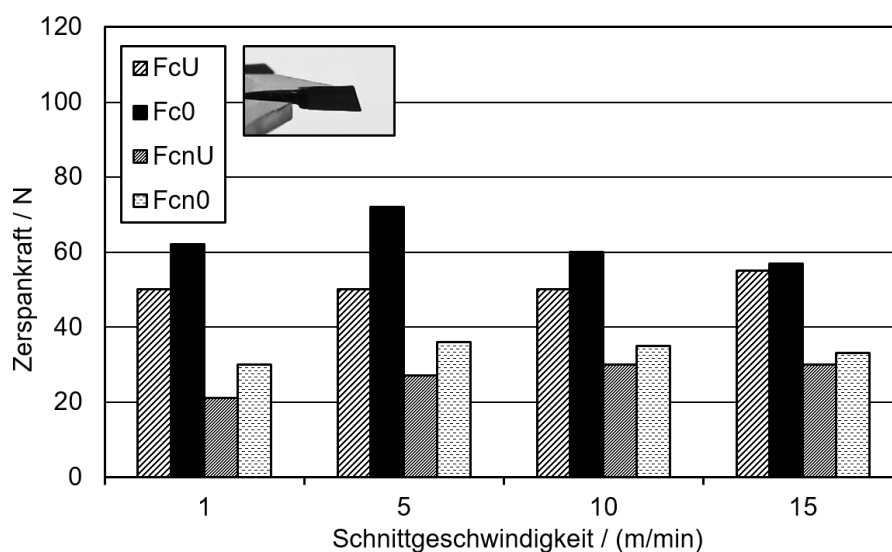


Abbildung 76: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnitttiefe: 0,2 mm

Das zueinander reziproke Verhalten von Schnittgeschwindigkeit und ultraschallbedingter Prozesskraftreduzierung wird anhand der Kraftverhältnisse aus ultraschallüberlagerter und konventioneller Prozesskraft  $F_{US}/F_0$  deutlich (Abbildung 77).

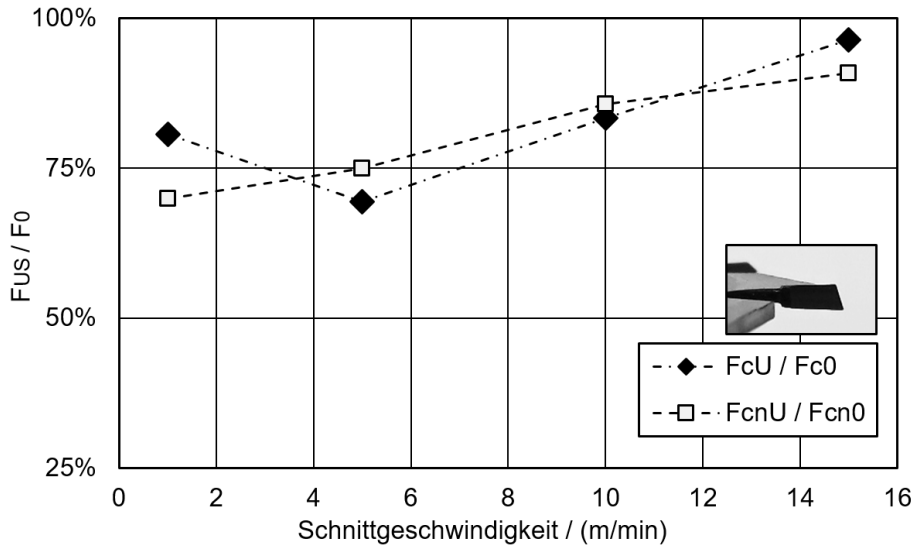


Abbildung 77: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Wechselzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 20,1 kHz; Schnitttiefe: 0,2 mm

### Spitzzahn

In Abbildung 78 ist die Entwicklung der am Spitzzahn wirkenden Schnittkräfte bei einem Anstieg der Schnittgeschwindigkeit für den Fall der Kupferzerspanung dargestellt.

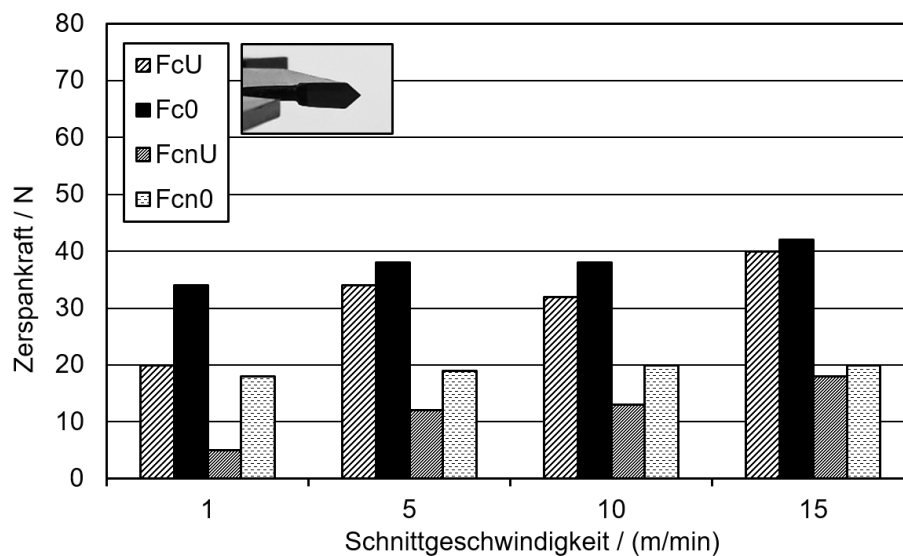


Abbildung 78: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,1 mm

Ersichtlich ist ein moderater Anstieg beider Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit. Der kraftmindernde Einfluss des Ultraschalls nimmt mit steigender Schnittgeschwindigkeit ab, was sich anhand des Kräfteverhältnisses  $F_{Us} / F_0$  deutlich erkennen lässt (siehe Abbildung 79). Im Bereich kleiner Schnittgeschwindigkeiten fällt die Reduzierung der Schnittnormalkraft  $F_{cnU}$  im direkten Vergleich zur Schnittkraft  $F_{cU}$  signifikant höher aus. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit gleichen sich jedoch beide Kräfte wieder an das Niveau der konventionellen Zerspanung an.

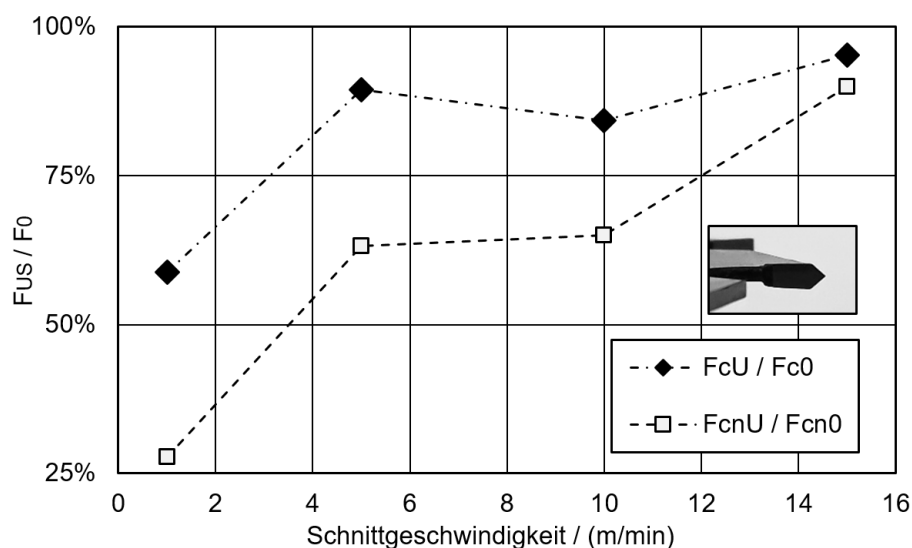


Abbildung 79: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,1 mm

In Abbildung 80 wird die Betrachtung der absoluten Zerspankraftkomponenten für den Fall der Aluminiumzerspanung dargestellt. Wie bereits am Beispiel des Wechselzahns beobachtet, zeichnet sich auch für den Spitzzahn im Fall der Aluminiumzerspanung eine graduelle Abnahme der Schnittkräfte mit steigender Schnittgeschwindigkeit ab. Dies ist sowohl mit als auch ohne aktiver Ultraschallüberlagerung zu beobachten (siehe  $F_{cU}$  und  $F_{c0}$ ). Analog zu Beobachtungen der oben beschriebenen Versuchsreihe zeigt sich ein Abreißen des Ultraschalleinflusses mit steigender Schnittgeschwindigkeit. Da dies trotz der global absinkenden Schnittkräfte zutrifft, kann angenommen werden, dass die betragsmäßige Entwicklung der Prozesskraft selbst keinen wesentlichen Einfluss auf die ultraschallinduzierte Kraftreduzierung hat. Letztere wird dagegen maßgeblich durch die Höhe der Schnittgeschwindigkeit bestimmt. In Abbildung 81 werden diese Abhängigkeiten am Beispiel des Kräfteverhältnisses  $F_{Us} / F_0$  sichtbar.

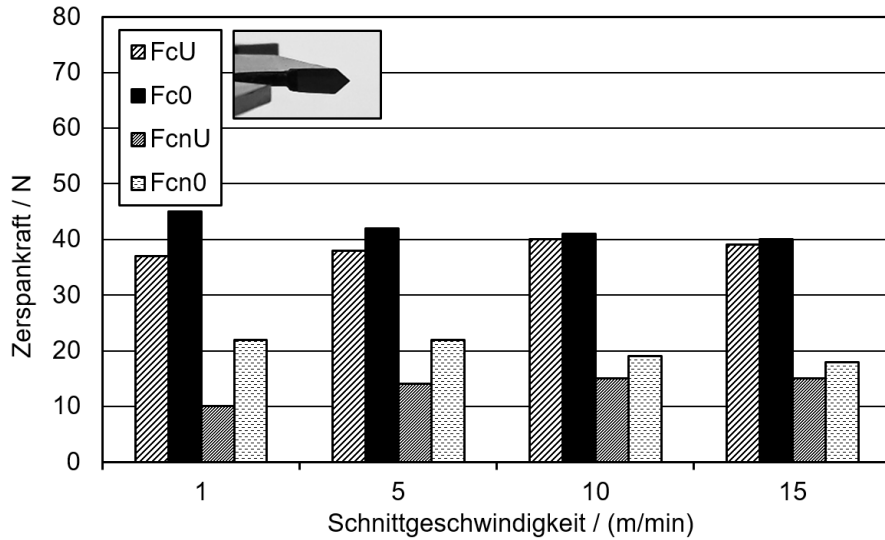


Abbildung 80: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,2 mm

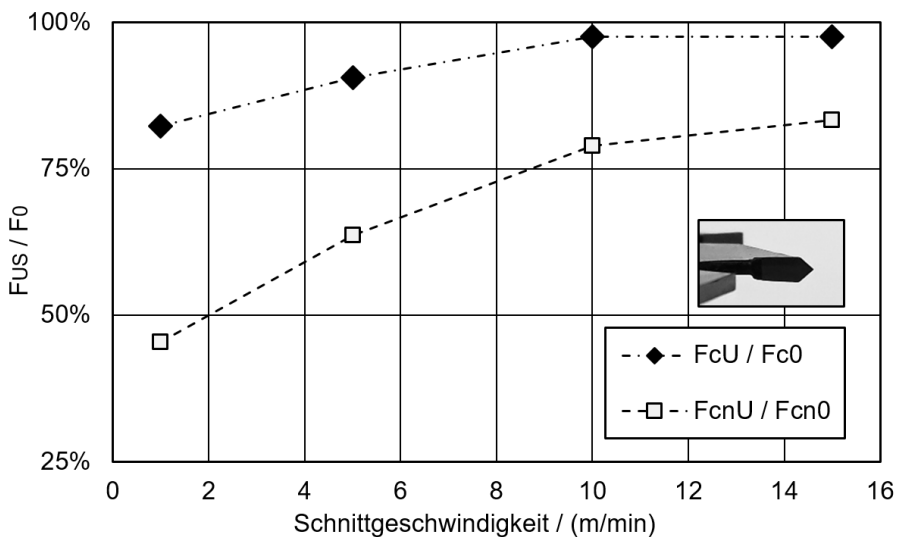


Abbildung 81: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Spitzzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,2 mm

**Flachzahn**

Abbildung 82 zeigt die Entwicklung der am Flachzahn wirkenden Kräfte während der Kupferzerspanung bei schrittweiser Steigerung der Schnittgeschwindigkeit. Aufgrund der hohen Schlagbeanspruchung beim Eintritt des Flachzahns in das Werkstück wurde zum Schutz der Aktorik die maximale Schnittgeschwindigkeit auf 10 m/min limitiert. Bemerkenswert war dabei, dass im ultraschallüberlagerten Prozess primär eine Reduzierung der Schnittkraft  $F_{cU}$  stattfand, während die Schnittnormalkraft  $F_{cnU}$  nahezu unbeeinflusst blieb.

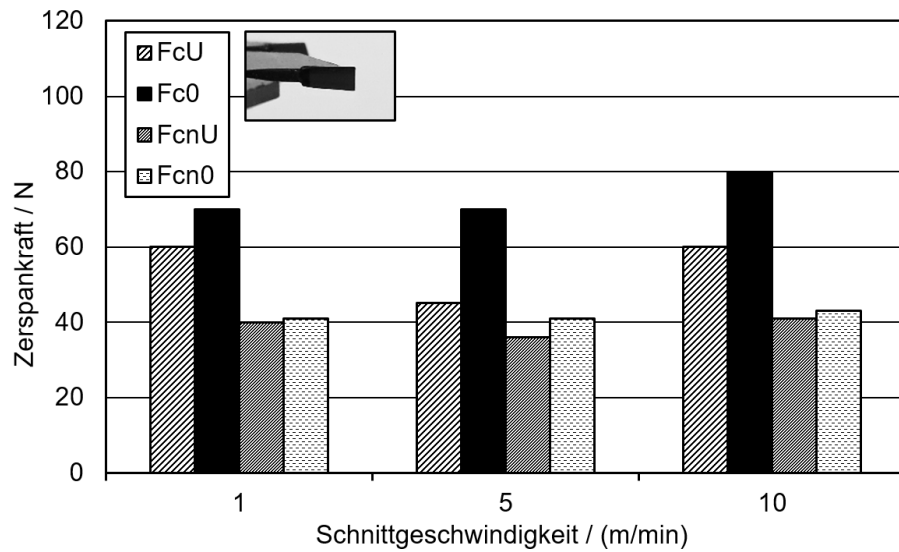


Abbildung 82: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm

In Abbildung 83 werden die Zusammenhänge am Flachzahn nochmals anhand des Kräfteverhältnisses  $F_{US}/F_0$  verdeutlicht. Im Vergleich bisher untersuchter Zahnformen ist die Kraftreduzierung bereits bei Schnittgeschwindigkeiten von 1 m/min deutlich verringert, was auf eine höhere Amplitudenreduktion aufgrund ungünstigerer Eingriffsbedingungen zurückzuführen ist. Ursächlich hierfür ist die Reduzierung des Querschwingungsanteils im Bereich der beiden Nebenschneiden des Flachzahns (vgl. S. 96-97 sowie S. 113-114).

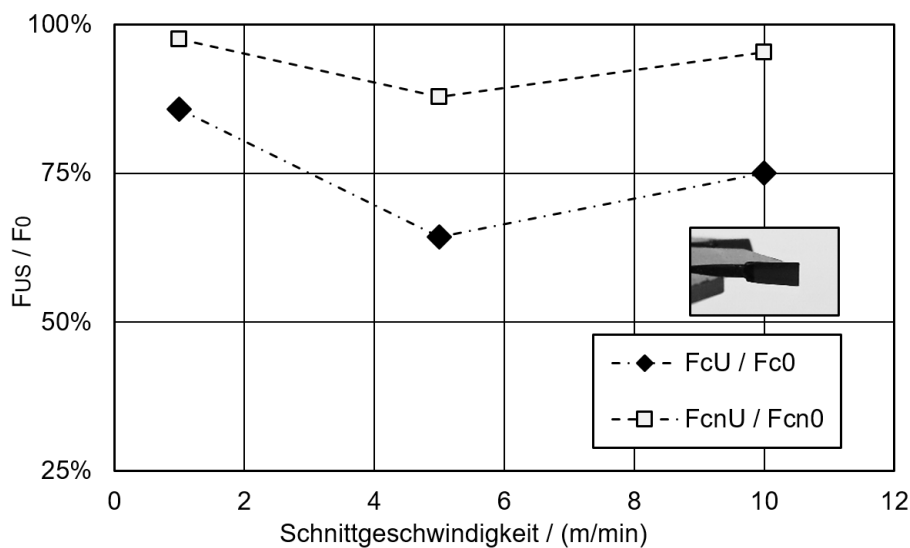


Abbildung 83: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Kupfer; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm

Nachfolgend werden die Untersuchungen am Flachzahn bei der Aluminiumzerspanung dargestellt (Abbildung 84 und Abbildung 85). Analog zu den Ergebnissen bisheriger Versuchsreihen (vgl. S. 117 bzw. S. 120) sinken die Schnittkräfte  $F_{cU}$  und  $F_{c0}$  mit steigender Schnittgeschwindigkeit. Eine ultraschallbedingte Kraftreduzierung ist vorrangig anhand der Schnittkraft  $F_{cU}$  erkennbar, die Schnittnormalkraft  $F_{cnU}$  bleibt dagegen nahezu unbeeinflusst. Ebenso lässt sich ein früher Rückgang der ultraschallbedingten Kraftreduktion bei niedriger Schnittgeschwindigkeit beobachten.

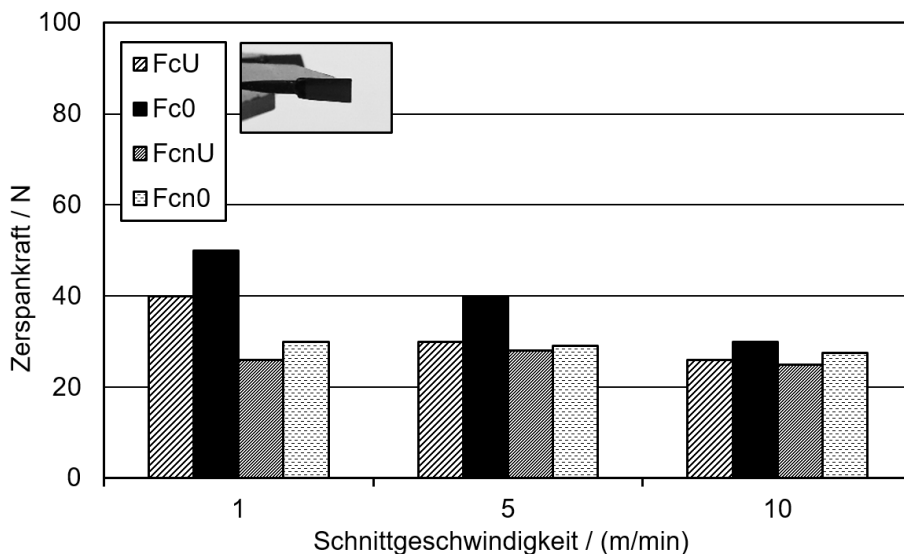


Abbildung 84: Zerspankräfte im Einzahn-Versuch bei steigender Schnittgeschwindigkeit; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz: 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm

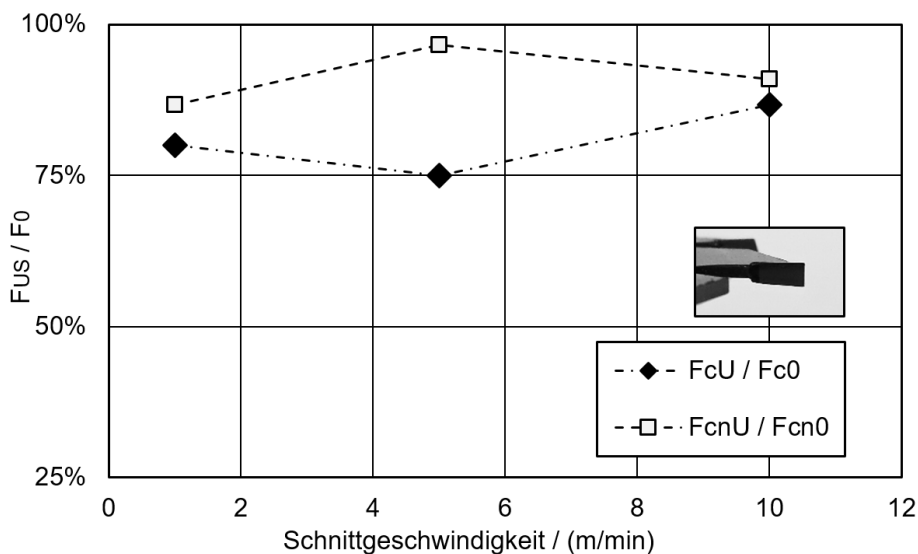

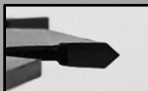



Abbildung 85: Relativer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskraftreduzierung im Einzahn-Versuch; Schneide: Flachzahn; Versuchswerkstoff: Aluminium; Ultraschallfrequenz 19,9 kHz; Schnitttiefe: 0,15 mm

### 6.5 Fazit der Einzahn-Untersuchungen

In Tabelle 23 werden die wesentlichen Erkenntnisse aus Kapitel 6 zu den Versuchsreihen im orthogonalen Schnitt zusammengefasst. Auf Basis des Kraftverhältnisses  $F_{us}/F_0$  werden die Prozessgrenzen der jeweiligen Zahnform anhand der Spannungsdicke sowie der Schnittgeschwindigkeit gegenübergestellt.

**Tabelle 23: Einfluss untersuchter Zahnformen auf die schwingungsüberlagerte Zerspanung**

Bewertungs-kriterium	Wechsel-zahn 	Spitz-zahn 	Flach-zahn 						
hoher (+++) bis niedriger (+) Schwingungsanteil in $A_c, A_{cn}, A_p$ -Richtung									
Schwingungsanteil im Eingriffsbereich (vgl. S. 93)	$A_c$	$A_{cn}$	$A_p$	$A_c$	$A_{cn}$	$A_p$	$A_c$	$A_{cn}$	$A_p$
	+++	+++	+++	+	+	++	++	++	+++
negativer (-) bis stark negativer (---) Einfluss auf die Prozesskraftreduktion									
Einfluss der Spannungsdicke $h$	$F_{cU}/F_{c0}$	$F_{cnU}/F_{cn0}$	$F_{cU}/F_{c0}$	$F_{cnU}/F_{cn0}$	$F_{cU}/F_{c0}$	$F_{cnU}/F_{cn0}$	$F_{cU}/F_{c0}$	$F_{cnU}/F_{cn0}$	
	-	-	-	--	---	--	---	--	
Einfluss der Schnittgeschwindigkeit $v_c$	$F_{cU}/F_{c0}$	$F_{cnU}/F_{cn0}$	$F_{cU}/F_{c0}$	$F_{cnU}/F_{cn0}$	$F_{cU}/F_{c0}$	$F_{cnU}/F_{cn0}$	$F_{cU}/F_{c0}$	$F_{cnU}/F_{cn0}$	
	--	--	--	---	--	--	--	--	
starke (+++) bis schwache (+) bzw. keine (=) Vergrößerung des Schnittkanals									
Beeinflussung des Schnittkanals	Breite	Tiefe	Breite	Tiefe	Breite	Tiefe	Breite	Tiefe	
	+++	+++	++	+++	=	+	=	+	
Bewertungskriterium $F_{us}/F_0 < 0,6$ für $h$ sowie $F_{us}/F_0 < 0,8$ für $v_c$									
Maximale Spannungsdicke $h$ [mm]	Cu	Al	Cu	Al	Cu	Al	Cu	Al	
	0,15 mm	0,15 mm	0,25 mm	0,2 mm	0,05 mm	0,05 mm	0,05 mm	0,05 mm	
Maximale Schnittgeschwindigkeit $v_c$ [m/min]	Cu	Al	Cu	Al	Cu	Al	Cu	Al	
	15 m/min	10 m/min	10 m/min	10 m/min	10 m/min	10 m/min	10 m/min	5 m/min	

Wechsel- sowie Spitzzahn zeigen gegenüber dem Flachzahn deutlich günstigere Werte bezüglich der maximalen Spannungsdicke. Zudem weist die Schnittspaltvergrößerung auf eine geringe Reduktion der Ultraschallamplitude hin. Der Wechselzahn bietet zudem den Vorteil, dass keine makroskopische Schnittspaltvergrößerung stattfindet, sondern die jeweilige Schneide in Richtung der späteren Schnittspaltmitte ausgelenkt wird (vgl. Abbildung 59). Aus diesen Gründen wurde das Kreissägewerkzeug für die nachfolgenden Sägeversuche mit einer Wechselverzahnung versehen.

## 7 Sägeversuche, Transfer und Fallbeispiel

In Kapitel 6 wurde die Abhängigkeit der ultraschallinduzierten Kraftreduktion  $F_{us}/F_o$  von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und der Spanungsdicke  $h$  monokausal im Rahmen des orthogonalen Schnitts untersucht. Dadurch ließen sich Rund- und Planlaufabweichungen des Werkzeugs sowie des Versuchsaufbaus vollständig eliminieren, jedoch wurde die für den Kreissägeprozess typische Kommaspanbildung (siehe Abbildung 86) nicht berücksichtigt (Gottlöber 2014, S. 48). Daneben war die maximale Schnittgeschwindigkeit in den Einzahn-Versuchen auf 15 m/min begrenzt.

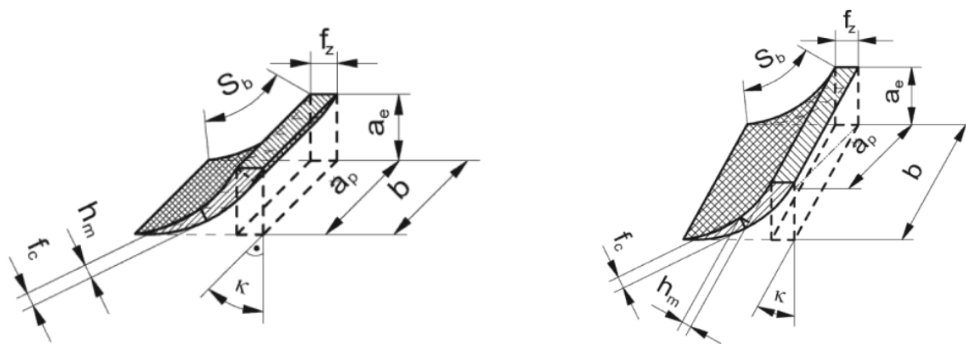


Abbildung 86: Kommaspanbildung beim Kreissägen mit Einstellwinkel  $\kappa=90^\circ$  (links) und  $\kappa<90^\circ$  (rechts) (Gottlöber 2014, S. 48).

Zur Betrachtung der Kommaspanbildung bei zugleich höheren Schnittgeschwindigkeiten, wurden weitere Versuchsreihen mit rotierendem Werkzeug vorgenommen. Diese wurden mit den bereits verwendeten Versuchswerkstoffen, Kupfer und Aluminium sowie der in Kapitel 6.5 ausgewählten Wechselverzahnung durchgeführt. Die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  wurde stufenweise bis 60 m/min gesteigert. Die Bildung von Kommaspänen sollte sich günstig auf die ultraschallinduzierte Prozesskraftreduktion auswirken, da durch sie die Spanungsdicke reduziert wird. Gleichung 34 zeigt die Berechnung der mittleren Spanungsdicke im Kreissägeprozess ohne Überstand des Kreissägewerkzeugs nach (Gottlöber 2014, S. 48).

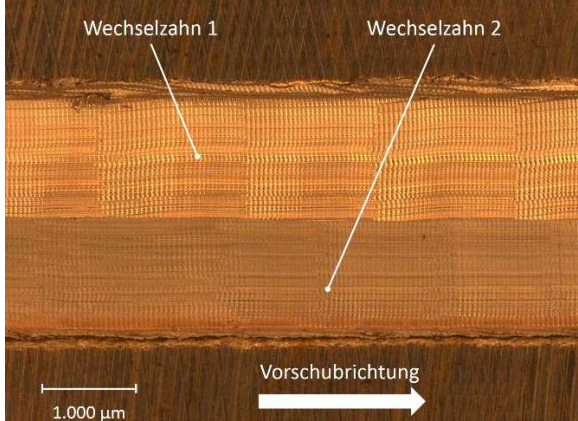
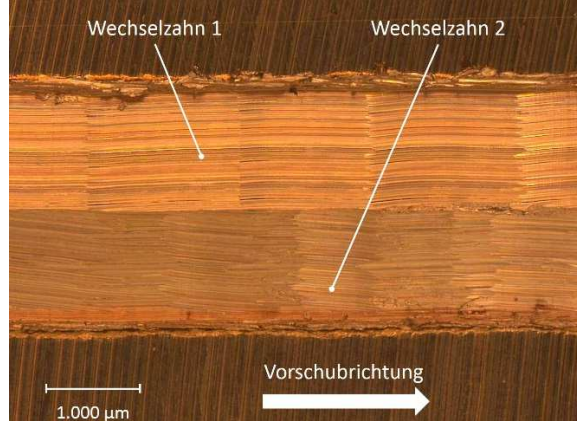
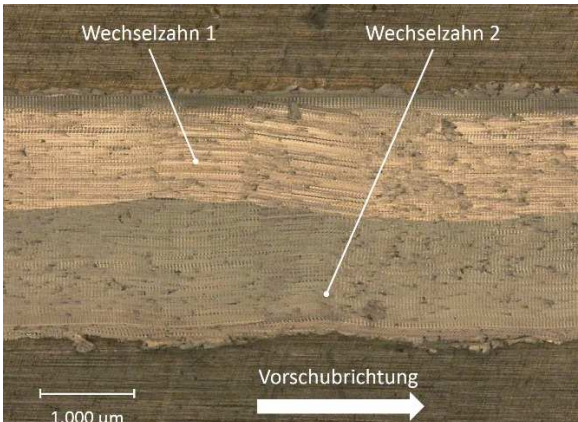
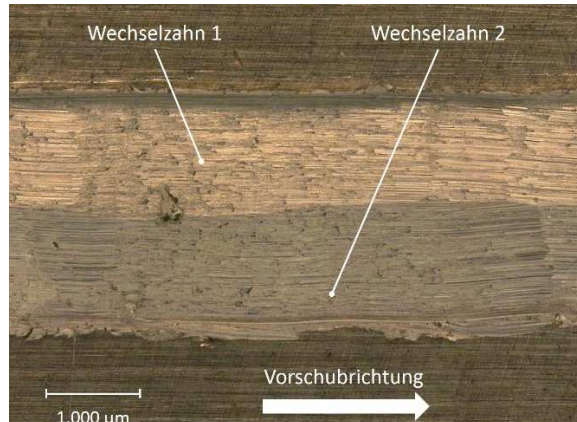
$$h_m = \frac{f_z \cdot a_e \cdot 360^\circ}{d \cdot \pi \cdot \arccos\left(1 - \frac{2a_e}{d}\right)} \cdot \sin \kappa \quad (34)$$

Für das verwendete Versuchswerkzeug mit  $D = 240$  mm und  $Z = 12$  beträgt die mittlere Spanungsdicke  $h_m$  im Überlappungsbereich der Zähne bei einer Schnittgeschwindigkeit



von 60 m/min ( $n = 80 \text{ min}^{-1}$ ) sowie einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 0,5 \text{ m/min}$  circa 0,015 mm. Bedingt durch die Wechselverzahnung werden im oberen Teil der Schneide Späne mit doppelter Spannungsdicke abgetragen, im mittleren Teil der Schneide überlappen sich die Schnittbereiche des jeweils linken und rechten Wechselzahns, weshalb hier die rechnerische Spannungsdicke vorliegt. Dem steht bei konstanter Schnitttiefe ein Wert von  $h = 0,20 \text{ mm}$  aus dem Einzahn-Versuch gegenüber, was im Mittel dem dreizehnfachen Wert des Sägeversuchs entspricht. Im Rahmen des Sägeversuchs liegen bei gleicher Schnittgeschwindigkeit also wesentlich kleinere Spannungsdicken vor, weshalb eine höhere Amplitude am Schneidkeil erwartet wird.

**Tabelle 24: Werkstückoberfläche mit/ohne Ultraschall im Sägeversuch (Wechselzahn)**

Kupfer; $a_e = 0,2 \text{ mm}$ ; $v_f = 0,5 \text{ m/min}$ ; $v_c = 60 \text{ m/min}$ ; mit Ultraschall	Kupfer; $a_e = 0,2 \text{ mm}$ ; $v_f = 0,5 \text{ m/min}$ ; $v_c = 60 \text{ m/min}$ ; ohne Ultraschall
	
Aluminium; $a_e = 0,15 \text{ mm}$ ; $v_f = 0,5 \text{ m/min}$ ; $v_c = 60 \text{ m/min}$ ; mit Ultraschall	Aluminium; $a_e = 0,15 \text{ mm}$ ; $v_f = 0,5 \text{ m/min}$ ; $v_c = 60 \text{ m/min}$ ; ohne Ultraschall
	

Mit lichtmikroskopischen Aufnahmen der Werkstoffoberflächen ist ein Vergleich der Oberflächentopographie im Schnittkanal möglich (Tabelle 24). Die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  wurde gegenüber den Einzahn-Versuchsreihen auf 60 m/min gesteigert. Dabei kam es zu einer deutlichen Interaktion zwischen der sich jeweils im Eingriff befindlichen Schneide und dem Werkstück: Sowohl auf der Kupfer- als auch der Aluminiumoberfläche lassen sich zusätzliche Querrillen in Wirkrichtung der Passivkraft erkennen, welche den Querschwingungsanteil  $A_p$  der Ultraschallschwingung widerspiegeln. Diese bereits im Einzahn-Versuch beobachtete Modifikation der Oberfläche im Schnittkanal ist demnach auch auf höhere Schnittgeschwindigkeiten des rotierenden Werkzeugs übertragbar. Dies zeigt, dass die Schwingungsbewegung an den Schneiden grundsätzlich erhalten bleibt.

Um die Prozessgrenzen der ultraschallüberlagerten Zerspaltung analog zum Einzahn-Versuch zu ermitteln, wurden im Anschluss Zerspankraftmessungen bei rotierendem Werkzeug durchgeführt. Dabei stand die maximale Schnittgeschwindigkeit im Hinblick auf die erreichbare Prozesskraftreduktion im Fokus. Abbildung 87 zeigt dazu beispielhaft den während der Kupferzerspanung werkstückseitig erfassten Verlauf der in Vorschubrichtung wirkenden Kraftkomponente  $F_x$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 10$  m/min.  $F_x$  entspricht in dieser Versuchskonstellation aufgrund des kleinen Eingriffswinkels von  $3^\circ$  in guter Näherung der Schnittkraft  $F_c$ .

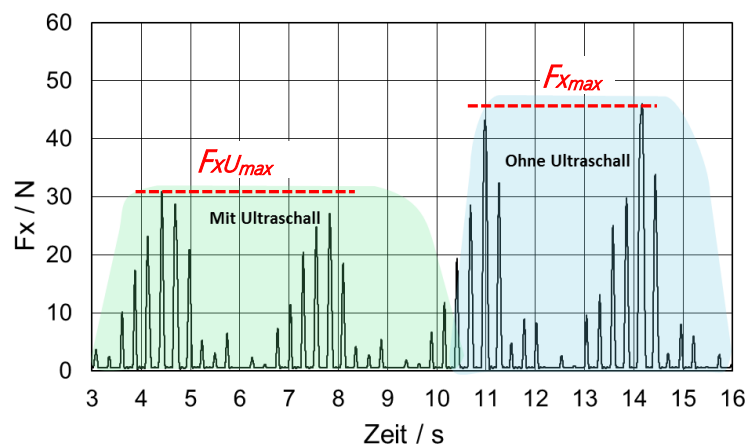


Abbildung 87: Kraftkomponente  $F_x$  im 50:50-Sägeversuch (Kupfer;  $v_c = 10$  m/min)

Jeder der in Abbildung 87 zu sehenden Peaks bildet den Zerspanvorgang einer Schneide ab. Sichtbare Unterschiede zwischen den einzelnen Peak-Höhen einer Werkzeugdrehung sind Rundlaufabweichungen von Werkzeug und Ultraschallspindel geschuldet. Anhand der maximalen Peaks wurden jeweils vor und nach Deaktivierung der Ultraschallschwingung die Kraftkomponenten  $F_{xU_{max}}$  und  $F_{x_{max}}$  miteinander verglichen.

Analog zu den Einzahn-Versuchen war bei aktiviertem Ultraschall im Bereich kleiner Schnittgeschwindigkeiten bis 15 m/min eine deutliche Kraftreduzierung feststellbar. In Abbildung 88 ist weiterhin der Verlauf der Kraftkomponente  $F_x (= F_c)$  während der Aluminiumzerspanung bei höherer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 55$  m/min dargestellt. Analog zum Einzahn-Versuch hebt sich der kraftreduzierende Einfluss der Ultraschallschwingung mit steigender Schnittgeschwindigkeit auf, was im Direktvergleich der beiden Kraftkomponenten  $F_{xU_{max}}$  und  $F_{x_{max}}$  deutlich wird.

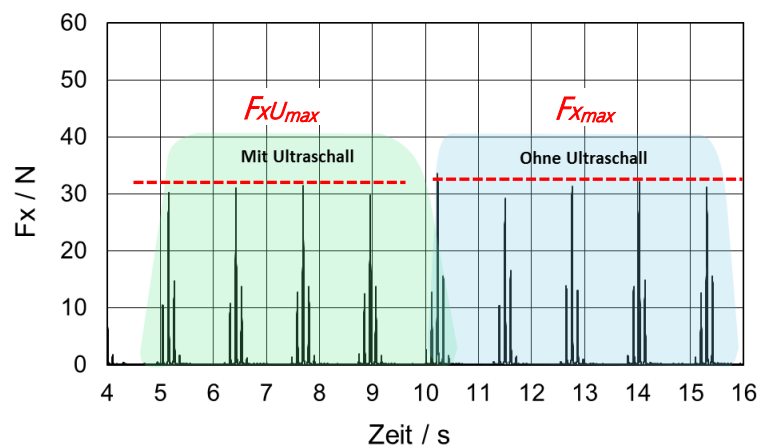


Abbildung 88: Kraftkomponente  $F_x$  im 50:50-Sägeversuch (Aluminium;  $v_c = 55$  m/min)

Die Entwicklung der relativen Prozesskraftreduzierung bei der Kupferzerspanung ist in Abbildung 89 anhand des Verhältnisses maximaler ultraschallüberlagerter Prozesskraft  $F_{us}$  zu maximaler konventioneller Prozesskraft  $F_0$  den Ergebnissen der Einzahn-Versuche gegenübergestellt.

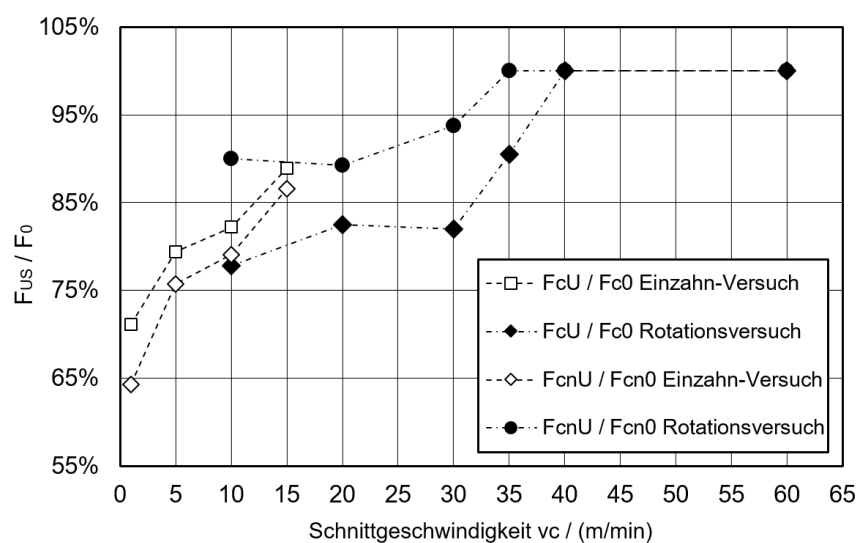


Abbildung 89: Vergleich der Kraftreduktion zwischen Einzahn- und Sägeversuch bei der Kupferzerspanung mit Schnitttiefen von  $a_{eEinzahn} = a_{eRotation} = 0,15$  mm

Da die Sägeversuche bei konstanter Schnitttiefe  $a_e = 0,15$  mm und konstanter Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 0,5$  m/min durchgeführt wurden, reduzierte sich aufgrund der Kommaspannbildung die mittlere Spannungsdicke mit steigender Schnittgeschwindigkeit. Bei einer Schnittgeschwindigkeit von 10 m/min liegt eine mittlere Spannungsdicke  $h_m$  von 0,079 mm vor (vgl. Gleichung 34). Dieser Wert sinkt bei einer höheren Schnittgeschwindigkeit von 30 m/min auf 0,026 mm ab. Daher ist der Verlauf von  $F_{cU} / F_{c0}$  sowie  $F_{cnU} / F_{cn0}$  im direkten Vergleich zum Einzahn-Versuch mit konstanter Spannungsdicke von  $h = 0,15$  mm um etwa 10 m/min in Richtung höherer Schnittgeschwindigkeiten verschoben. Die Prozessgrenze liegt im Sägeversuch mit obigen Parametern demnach bei Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 35$  m/min sowie einer berechneten mittleren Spannungsdicke von  $h_m = 0,023$  mm.

Analog dazu ist die Entwicklung der relativen Prozesskraftreduktion bei der Aluminiumzerspanung in Abbildung 90 dargestellt. Um den Einfluss der Kommaspannbildung zu reduzieren, wurde eine geringe Schnitttiefe von  $a_e = 0,075$  mm gewählt. Aufgrund dessen wirkt sich der Einfluss der Kommaspannbildung weniger stark auf die mittlere Spannungsdicke aus. So stellt sich in der gewählten Versuchskonfiguration bei einer Schnittgeschwindigkeit von 10 m/min eine mittlere Spannungsdicke von  $h_m = 0,056$  mm ein, während bei Schnittgeschwindigkeiten von 30 m/min eine mittlere Spannungsdicke von  $h_m = 0,019$  mm vorliegt.

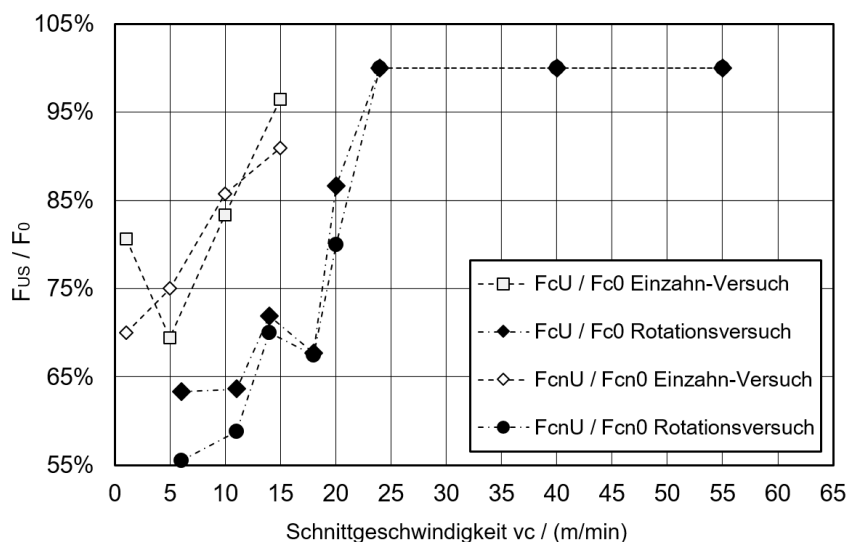


Abbildung 90: Vergleich der Kraftreduktion zwischen Einzahn- und Sägeversuch bei der Aluminiumzerspanung mit Schnitttiefen von  $a_{e\text{Einzahn}} = 0,15$  mm und  $a_{e\text{Rotation}} = 0,075$  mm

Die im Vergleich zum Einzahn-Versuch geringere Schnitttiefe und die damit verbundenen kleinen Spannungsdicken bewirken bis zu Schnittgeschwindigkeiten von 15 m/min eine höhere Kraftreduktion. Im weiteren Verlauf dominiert in dieser Versuchskonfiguration die steigende Schnittgeschwindigkeit den Grad der relativen Prozesskraftreduktion. Im Ergebnis ist ab Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 25$  m/min bei einer berechneten Spannungsdicke  $h_m$  von 0,022 mm kein signifikanter Unterschied zwischen der konventionellen und der ultraschallunterstützten Zerspanung zu erkennen.

Zusammenfassend liegen die Prozessgrenzen der ultraschallunterstützten Sägebearbeitung der hier untersuchten metallischen Werkstoffe im Anwendungsbereich niedriger Schnittgeschwindigkeiten zwischen 5 m/min und 15 m/min. Durch die Auswahl geeigneter Zahngeometrien (z.B. Wechselzahn) lässt sich der negative Einfluss steigender Spannungsdicken (Amplitudenreduktion) auf die Prozesskraftreduzierung zwar minimieren, jedoch gleichen sich mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit die Prozesskräfte aus der ultraschallüberlagerten und der konventionellen Zerspanung an. Diese Beobachtungen bestätigen die grundsätzlichen Zusammenhänge der in Kapitel 3.2 beschriebenen Theorie zur ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung und deren Abhängigkeit von der Gleitgeschwindigkeit.

#### Applikationsmöglichkeiten aus fertigungstechnischer Sicht

Die bei der ultraschallüberlagerten Kreissägezerspanung von Kupfer und Aluminium beobachteten Prozessgrenzen liegen deutlich unterhalb heutiger industrieller Schnittgeschwindigkeiten (vgl. Tabelle 25).

**Tabelle 25: Industrielle Prozessparameter für die Kupfer- und Aluminiumbearbeitung**

Werkstoffe	Empfohlene Schnittgeschwindigkeit / (m/min)	Empfohlener Zahnvorschub / mm	Empfehlung nach Werkzeughersteller
Kupfer und Kupferlegierungen	180 – 500	0,04 – 0,12	Lennartz
Aluminium ( $R_m < 500$ N/mm <sup>2</sup> )	1500 – 4000	0,02 – 0,07	Lennartz

Für den Einsatz der Ultraschalltechnologie in diesen Anwendungsbereichen ist entsprechend der Reibungstheorie nach Littmann und Popov, eine Steigerung der Ultraschallamplitude ein geeignetes Mittel, um auch bei höherer Gleitgeschwindigkeit

eine Reduzierung der Reibungskraft zu erzielen (vgl. Abbildung 19). Durch den Einsatz leistungstärkerer Ultraschallaktoren (Leistung > 1 kW) in Verbindung mit einer effektiveren Amplitudenverstärkung des Boosters (z.B. 1 zu 3), ließe sich die am Sägewerkzeug eingeleitete Ultraschallamplitude potentiell steigern und damit das Prozessfenster der ultraschallüberlagerten Zerspanung theoretisch ausweiten.

Neben dem technologischen Ansatz der Amplitudensteigerung zur Ausweitung der Prozessgrenzen in Richtung höherer Schnittgeschwindigkeiten wird die Erprobung alternativer Zielapplikationen als vielversprechend betrachtet. Tabelle 26 zeigt hierzu eine Auswahl von Sägeprozessen, welche werkstoffbedingt niedrige Schnittgeschwindigkeiten bei geringen Zahnvorschüben voraussetzen. Diese Anwendungen liegen – im Hinblick auf die Reibungstheorie sowie die experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit – näher im Funktionsbereich der ultraschallüberlagerten Zerspanung.

**Tabelle 26: Empfohlene Prozessparameter industrieller Anwendungen nach Werkstoffen**

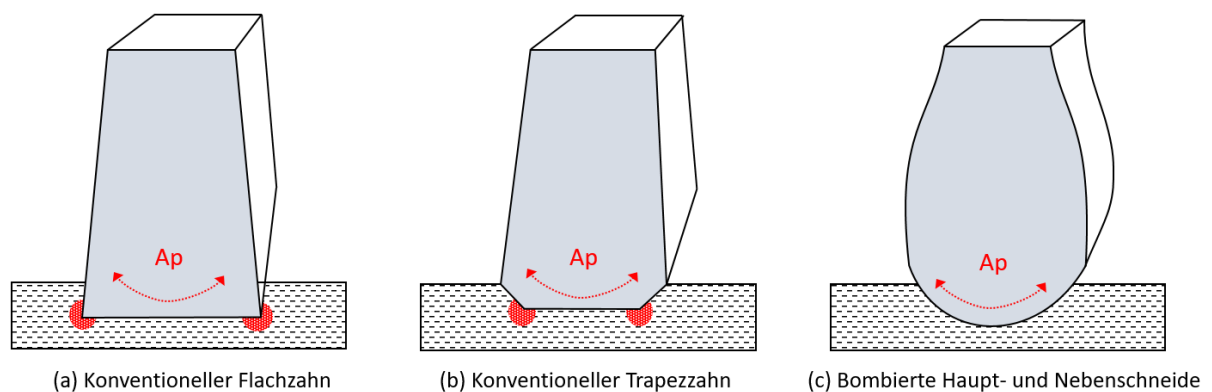
Werkstoffe	Empfohlene Schnittgeschwindigkeit / (m/min)	Empfohlener Zahnvorschub / mm	Empfehlung nach Werkzeughersteller
Stahl ( $R_m < 800 \text{ N/mm}^2$ )	15 – 30	0,02 – 0,03	REBO (HSS)
Stahl ( $R_m < 1100 \text{ N/mm}^2$ )	10 – 20	0,01 – 0,02	REBO (HSS)
Edelstähle	7 - 15	0,01 – 0,02	REBO (HSS)
Warmarbeitsstähle ( $R_m < 1300 \text{ N/mm}^2$ )	5 – 10	0,01 – 0,03	GSP

### Technologische Weiterentwicklung

Einerseits ergeben sich durch die Verwendung höherer Ultraschallamplituden zukünftig neue Randbedingungen und Restriktionen bei der Werkzeuggestaltung. Da höhere Schwingungsallamplituden mit einer höheren dynamischen Wechselbelastung des Werkzeuggrundkörpers einhergehen, kann es in Bereichen mit erhöhter Rissanfälligkeit zu Materialermüdung kommen. Dies zeigt sich beispielsweise in Form unerwünschter Schwingbrüche an Dehnungs- oder Dämpfungsschlitzten (vgl. Kapitel 2.1.5). Die Platzierung dieser rissanfälligen Elemente in der Nähe von Knotenlinien der Betriebsschwingform stellt einen möglichen Lösungsansatz zum Schutz solcher

Störkonturen vor hochfrequenten Wechselbelastungen dar. Mit Hilfe der im Rahmen dieser Arbeit geschaffenen Simulationsmodelle ist die Umsetzung dieser einfachen gestalterischen Maßnahme zukünftig ohne größeren Aufwand möglich, da sich die Knotenlinien im Rahmen der harmonischen FE-Analyse zuverlässig lokalisieren lassen (vgl. Kapitel 5.3.3).

Andererseits ist aufgrund der hohen Festigkeitskennwerte schwer zerspanbarer Werkstoffe (siehe Tabelle 26) von einer erhöhten mechanischen Belastung der eingesetzten Maschinen- sowie Aktortechnik auszugehen, weshalb vor der eigentlichen Prozessuntersuchung die schwingungsgerechte Gestaltung einer robusten Werkzeugaufnahme (Flansch) erforderlich ist. Daneben haben die Untersuchungen dieser Arbeit ergeben, dass insbesondere die Behinderung des Querschwingungsanteils  $A_p$  im Bereich der Nebenschneiden einen limitierenden Faktor für die ultraschallüberlagerte Zerspanung darstellt. In Abbildung 91 ist dies skizzenhaft am Beispiel zweier konventioneller Zahnformen, wie dem Flachzahn (a) und dem Trapezzahn (b) dargestellt.



**Abbildung 91: Konventionelle und bombierte Schneidengeometrien im Vergleich**

Dieser indirekten Amplitudenreduzierung kann beispielsweise durch die Gestaltung balliger Haupt- bzw. Nebenschneiden entgegengewirkt werden (siehe Abbildung 91, (c)), sodass während der Zerspanung ein halbrunder Nutquerschnitt entsteht, welcher dem Zahn auch bei aktiver Ultraschallschwingung die Rückzugsbewegung nach Erreichen des äußeren Umkehrpunkts erleichtert. Die Umsetzung solcher schwingungsgerechter Zahnformen ist entscheidend, um den Einsatzbereich der ultraschallüberlagerten Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen der industriellen Anwendung weiter anzunähern.

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Durch die Superposition hochfrequenter Wechelschwingungen im Ultraschallbereich ließen sich in der Vergangenheit signifikante Vorteile bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide, wie beispielsweise beim Fräsen, Drehen und Bohren, beobachten. Bisherige Untersuchungen dieser Verfahren gehen von einer einachsigen, meist longitudinalen Ultraschallüberlagerung der dabei eingesetzten stabförmigen Werkzeuge aus. In Abgrenzung dazu war das Ziel innerhalb der vorliegenden Arbeit die Untersuchung der ultraschallüberlagerten Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen für den Anwendungsbereich metallischer Werkstoffe.

Nach dem Stand der Technik wurden dazu eingangs die grundlegenden physikalischen Prinzipien der Ultraschallentstehung und -ausbreitung im Festkörper behandelt, um Mechanismen der Eigenfrequenz- und Eigenformbildung scheibenförmiger Werkzeuge sowie die daraus resultierenden Betriebsschwingungen in der Gestalt stehender Transversalwellen nachzuvollziehen. Als Grundlage dienten die Betrachtungen von Schwingungen ebener Platten nach Kirchhoff (Zeller 2012).

Aufgrund der komplexen Wechselwirkungen im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Werkstück sind bis heute keine gesamtheitlichen Erklärungsansätze oder Modelle über die Mechanismen der ultraschallüberlagerten Zerspanung bekannt. Aus diesem Grund wurden bekannte Verfahrensvarianten aus der Dreh-, Fräs- und Bohrbearbeitung im Hinblick auf deren Prozessgrenzen und Wirkeffekte betrachtet. Die Analyse der erreichbaren Schnittgeschwindigkeiten ergab keine verfahrensübergreifende Prozessgrenze, jedoch wird in der Literatur übereinstimmend von einem reziproken Verhalten zwischen ultraschallinduzierter Prozesskraftreduktion und steigender Schnittgeschwindigkeit berichtet. Daraufhin wurden bestehende grundlagentheoretische Untersuchungen zur ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung auf die kinematischen Randbedingungen des Kreissägeprozesses übertragen. Zusammenfassend kann für den ultraschallüberlagerten Kreissägeprozess von einer dreidimensionalen Schwingbewegung der Werkzeugschneide ausgegangen werden, welche sich durch drei Schwingungsanteile in Wirkrichtung der Schnittkraft  $F_c$ , der Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  sowie der Passivkraft  $F_p$  charakterisieren lässt. Entsprechend der Reibungstheorie nach Littmann und Popov führen diese unterschiedlichen Wirkrichtungen im Kontaktbereich zu einer gleitgeschwindigkeits-



und amplitudenabhängigen Reibungsreduzierung, welche die im Mittel wirkenden Reibkräfte verringert (Littmann et al. 2001; Popov 2010; Teidelt et al. 2012). Hierzu wurde eine rechnerische Quantifizierung der Kraftreduktion in Abhängigkeit von der Gleitrichtung, der Gleitgeschwindigkeit und der Schwingungsamplitude vorgenommen, wonach sich steigende Amplituden positiv auf die ultraschallinduzierte Reibungsreduzierung auswirken, während sich steigende Gleitgeschwindigkeiten negativ niederschlagen.

Zur Validierung dieser theoretischen Betrachtung wurde ein Versuchsträger zur Ultraschallüberlagerung scheibenförmiger Versuchswerkzeuge nach einem  $\lambda/2$ -Ansatz konzipiert und umgesetzt. Als Aktor kam ein Longitudinalschwinger mit einer Leistung von 400 Watt zum Einsatz, welcher das jeweilige Kreissägewerkzeug an der Innenbohrung im Frequenzbereich von 20 kHz bei Amplituden von 16 – 18  $\mu\text{m}$  (*peak-to-peak*) anregte. Mit Hilfe dieses Versuchsaufbaus gelang erstmalig und dauerhaft eine stabile Ultraschallanregung von Kreissägewerkzeugen mit Außendurchmessern bis zu 250 mm.

Um die Betriebsschwingformen sowie die damit einhergehende Schneidenkinematik scheibenförmiger Werkzeuge im Ultraschallbereich vorhersagen zu können, wurden anschließend numerische Analysen an zwei ausgewählten Versuchswerkzeugen vorgenommen. Die Kalibrierung der zugrundeliegenden FE-Modelle erfolgte mit Hilfe eines MOGA-Algorithmus anhand zuvor messtechnisch ermittelter Resonanzspektren von Kreissägeronden. Unter Verwendung der Materialdichte sowie des E-Moduls als Optimierungsparameter ließen sich berechnete sowie gemessene Resonanzspektren einander erfolgreich annähern, sodass eine Übereinstimmung beider Spektren bis in den Ultraschallfrequenzbereich erreicht werden konnte.

Im Rahmen weiterführender harmonischer Analysen wurde die zuvor im Bereich der Aufnahmebohrung messtechnisch erfasste axiale Ultraschallverschiebung innerhalb des FE-Modells implementiert. Dadurch war erstmals die rechnerische Vorhersage der aus dieser Art der Ultraschallanregung resultierenden Betriebsschwingform möglich. Die Validierung der Modellgenauigkeit erfolgte anhand eines Abgleichs numerisch ermittelter Betriebsschwingformen mit den Knotenkreisen Chladnischer Klangfiguren. Am Beispiel eines monolithischen sowie eines hartmetallbestückten Versuchswerkzeugs konnte erfolgreich nachgewiesen werden, dass berechnete und experimentell visualisierte

Knotenkreise bezüglich Anzahl, Lage sowie geometrischer Ausprägung übereinstimmen. Zusätzlich wurde die Modellsensitivität im Außenbereich des Werkzeugs durch die gezielte geometrische Veränderung der Zahnträger und die daraus resultierende Beeinflussung der Knotenkreise belegt. Auf Basis dieses validierten FE-Modells konnte die Kinematik unterschiedlicher Schneidenformen analysiert werden, welche später zur Erprobung in Zerspanversuchen herangezogen wurden. Die Analyse der Schneidenkinematik ergab, dass die Schwingungsanteile entlang der Hauptschneide in allen drei Wirkrichtungen ( $F_c$ ,  $F_{cn}$ ,  $F_p$ -Wirkrichtung) nicht konstant sind, sondern sich in Abhängigkeit von der Schneidengeometrie lokale Verschiebungsmaxima ausbilden. In diesem Zusammenhang wurden sowohl Wechsel- als auch Spitzzahn gegenüber der Flachzahngeometrie als vorteilhaft für die ultraschallüberlagerte Zerspanung eingestuft. Grund hierfür sind deren geringere laterale Amplitudenreduktion im Bereich der Nebenschneiden sowie die höheren Schwingungsanteile im jeweiligen Eingriffsbereich der Hauptschneide.

Zuvor getroffene Annahmen zur ultraschallinduzierten Reibungsreduzierung sowie die modellbasierten Analysen der Schneidenkinematik scheibenförmiger Werkzeuge ließen sich im Rahmen experimenteller Versuche bestätigen. Hierzu wurde bei der Kupfer- und Aluminiumzerspanung im orthogonalen Schnitt die Spanungsdicke schrittweise bei niedriger Schnittgeschwindigkeit erhöht. Die Ultraschallschwingung wurde auf halbem Schnittpfad deaktiviert und die gemittelten maximalen Prozesskräfte erfasst. Im besten Fall konnten in der dargelegten Versuchskonfiguration Prozesskraftreduzierungen von bis zu 60 % erreicht werden. Tiefergehende Analysen zeigen jedoch auch einschränkende Aspekte bezüglich steigender Spanungsdicken in Abhängigkeit von der jeweiligen Zahnform. Die Steigerung der Spanungsdicke wirkte sich bei allen betrachteten Zahnformen deutlich auf die ultraschallinduzierte Prozesskraftreduzierung aus, wobei insbesondere die Flachzahngeometrie ab Spanungsdicken von 0,05 mm kaum noch eine Reduktion der Prozesskräfte zuließ. Wechsel- und Spitzzahn zeigten dagegen eine geringere Anfälligkeit der freien Schwingbewegung bei zunehmender Spanungsdicke, sodass bei Spanungsdicken von 0,05 mm bis 0,2 mm eine deutliche Reduktion der Prozesskräfte im Bereich von 30 – 60 % beobachtet wurde.

Weiterführende Betrachtungen der Werkstücktopografie sowie die geometrische Vermessung der Schnittspaltdimensionen unter dem Lichtmikroskop stützten die

Hypothese zur dreidimensionalen Schwingungskinematik sowie deren numerisch ermittelter Wirkrichtungen. Die Auswirkung dieser Kinematik wurde durch die schnittgeschwindigkeitsabhängige Modifikation der Werkstückoberfläche (Rillenmuster) sowie einer von der Zahnform abhängigen Beeinflussung der Schnittspaltdimensionen deutlich. So wurden beim Flachzahn an den Schnittspalträndern bei aktivierter Ultraschallschwingung deutliche Materialaufhäufungen in Form von Graten beobachtet, eine Veränderung der Schnittspaltdimensionen fand dabei nicht statt. Letzteres implizierte eine deutliche Reduktion der Ultraschallamplitude durch den lateralen Kontakt zum Werkstück. Wechsel- und Spitzzahngeometrie lassen dagegen bei aktiver Ultraschallschwingung ein Freischneiden der Hauptschneide zu, was eine messbare Vergrößerung des Schnittspalts in Breite und Tiefe verursachte. Letzteres ist ein Beleg dafür, dass der Querschwingungsanteil der Amplitude aufgrund der flacheren Keilwinkel an den Nebenschneiden weniger stark durch das Werkstück behindert wird, weshalb diese Zahnformen für die ultraschallüberlagerte Zerspanung zu bevorzugen sind.

Weiterhin konnten bezüglich der Spanform sowie der Spanentstehung signifikante Unterschiede im direkten Vergleich zwischen ultraschallüberlagelter und konventioneller Zerspanung beobachtet werden. Bei der ultraschallunterstützten Kupferbearbeitung waren die Späne weniger stark gestaucht und länger, sie lösten sich frühzeitig von der Spanfläche ab und krümmten sich zugleich stärker. Bei der ultraschallunterstützten Aluminiumbearbeitung konnten analog dazu weniger stark gestauchte Späne beobachtet werden, zudem vergrößerte sich der durch den Span in Anspruch genommene Spanraum. Die deutlich verringerte Spanstauchung bei aktivierter Ultraschallschwingung bestätigt die Annahme, dass die dem Abgleiten des Spans entgegenwirkende Reibkraft durch die Ultraschallschwingung reduziert wird.

Zuletzt wurde der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die ultraschallüberlagerte Zerspanung scheibenförmiger Werkzeuge untersucht. Dazu wurde die Schnittgeschwindigkeit bei jeweils konstanter Schnitttiefe sukzessive gesteigert. Dies erfolgte in einem Einzahn-Versuch bei konstanter Spanungsdicke sowie unter Berücksichtigung variabler Spanungsdicken (Kommaspannbildung) im Rahmen des Sägeversuchs. Die Ergebnisse der Experimente bestätigen die Hypothese, wonach steigende Schnittgeschwindigkeiten im reziproken Verhältnis zur ultraschallinduzierten Reibungsreduktion stehen. So konnten bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten

( $v_c = 5 - 20$  m/min) in Verbindung mit kleinen Spanungsdicken ( $h < 0,07$  mm) deutliche Kraftreduzierungen von 20 % bis 45 % beobachtet werden. Mit steigenden Schnittgeschwindigkeiten sinkt der Einfluss der Ultraschallschwingung auf die Prozesskräfte, sodass bei der Kupferzerspanung ab Schnittgeschwindigkeiten von 35 m/min sowie bei der Aluminiumzerspanung ab Schnittgeschwindigkeiten von 25 m/min kein signifikanter Unterschied mehr zwischen konventioneller und ultraschallunterstützter Zerspanung feststellbar war.

Im Rahmen dieser Arbeit konnte experimentell nachgewiesen werden, dass die Potentiale der ultraschallüberlagerten Zerspanung auf den Anwendungsbereich scheibenförmiger Werkzeuge übertragbar sind. Die hierzu verwendeten Schwingungsketten lassen sich stabil in Resonanz betreiben, wodurch die Betriebsschwingform gleichbleibend aufrechterhalten werden kann. Durch die Entwicklung entsprechender FE-Modelle gelang es, die transversalen Betriebsschwingformen dieser Werkzeuge sowie die damit einhergehende dreidimensionale Schneidenkinematik vorherzusagen. Letzteres erleichtert zukünftig die schwingungsgerechte Auslegung von Werkzeug und Werkzeugschneide.

Aufgrund der dargelegten Prozessgrenzen wird für die weitere Erforschung der ultraschallunterstützten Zerspanung scheibenförmiger Werkzeuge eine Fokussierung auf Werkstoffanwendungen empfohlen, welche in der heutigen industriellen Anwendung bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten bearbeitet werden. Da diese Werkstoffe in der Regel höhere Zugfestigkeiten aufweisen, wird die Entwicklung von Schneidengeometrien mit möglichst geringer lateraler Amplitudenreduktion im Bereich der Nebenschneiden als zielführend erachtet. Zudem sind konstruktive Anpassungen der Ultraschallspindel im Hinblick auf die damit einhergehenden dynamischen Belastungen ein weiterer entscheidender Entwicklungsschritt für den zukünftigen Einsatz hochfester Werkstoffe.

## 9 Literaturverzeichnis

- Bauernhansl et al. 2019** Bauernhansl, Thomas; Klocke, Fritz (Hrsg.), 2019.  
*Digitalisierung im Branchenfokus Stahl- und Metallhandel: Aktueller Stand und künftige Bedarfe an Digitalisierungslösungen für die Anarbeitung in Stahl- und Metallhandelsbetrieben und Service-Centern,*  
Studie,  
Stuttgart
- Bhaduri et al. 2013** Bhaduri, D; Soo, S. L; Novovic, D; Aspinwall, D. K;  
Harden, P; Waterhouse, C; Bohr, S; Mathieson, A. C;  
Lucas, M., 2013. Ultrasonic Assisted Creep Feed  
Grinding of Inconel 718.  
*Procedia CIRP* **6**, S. 615–620  
DOI: 10.1016/j.procir.2013.03.044
- Birenbaum 2013** Birenbaum, Christoph, 2013.  
*Beitrag zur rechnerischen und experimentellen  
Auslegung von Kreissäge-Stammblättlern für die  
Holzbearbeitung,*  
Stuttgart: IfW.  
Berichte aus dem Institut für Werkzeugmaschinen  
Konstruktion und Fertigung 48. Stuttgart, Univ., Diss.,  
2013.  
ISBN 9783000434587
- Blucha 2014** Blucha, Sören, 2014.  
*Ultraschallunterstütztes Kreissägen,*  
Stuttgart, Universität Stuttgart - Institut für industrielle  
Fertigung und Fabrikbetrieb IFF, Studienarbeit, 2014

- Brecher 2011** Brecher, Christian (Hrsg.), 2011.  
*Integrative Produktionstechnik für Hochlohnländer*,  
Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag.  
ISBN 978-3-642-20693-1  
DOI: 10.1007/978-3-642-20693-1
- Brecher et al. 2005** Brecher, Christian; Klocke, Fritz; Schug, Ralf, 2005.  
Ultraschalleinsatz - Produktivitätssteigerung bei der  
Zerspanung von Glas und Keramik.  
*Industriediamantenrundschau* **39** (3), S. 246–250
- Brecher et al. 2010** Brecher, Christian; Schug, Ralf; Weber, Andreas;  
Wenzel, Christian; Hannig, Sophia, 2010. New  
systematic and time-saving procedure to design cup  
grinding wheels for the application of ultrasonic-  
assisted grinding.  
*The International Journal of Advanced Manufacturing  
Technology* **47** (1-4), S. 153–159  
DOI: 10.1007/s00170-009-2204-7
- Brecher et al. 2011** Brecher, Christian; Hannig, Sophia; Tawakoli, Taghi,  
2011. Schwingung erleichtert den Abtrag.  
Superfinishen: Ultraschall verbessert Produktivität beim  
Bearbeiten zylindrischer Präzisionsbauteile.  
*Industrie-Anzeiger* (11), S. 50–51
- Buck 2008** Buck, Alexander, 2008.  
*Simulation von Bremsenquietschen (brake squeal)*,  
Aachen: Shaker.  
Schriftenreihe des Lehrstuhls für Baumechanik 4.  
München, Techn. Univ., Diss., 2008  
ISBN 9783832276300
- Bulla et al. 2012** Bulla, Benjamin; Klocke, Fritz; Dambon, Olaf; Hüntten,  
Martin, 2012. Ultrasonic Assisted Diamond Turning of

- Hardened Steel for Mould Manufacturing.  
*Emerging Technology in Precision Engineering XIV* **516**,  
S. 437–442  
DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.516.437
- Conrath 2005** Conrath, Matthias, 2005.  
*Systematische Gestaltung von frequenzadaptierbaren  
Ultraschall-Werkzeugsystemen zum Einsatz in  
fertigungstechnischen Prozessen*  
Heimsheim: Jost-Jetter.  
ISW Forschung und Praxis 157.  
Stuttgart, Univ., Diss., 2005  
ISBN 3936947783
- Daus 2004** Daus, Nikolai-Alexander, 2004.  
*Ultraschallunterstütztes Quer-Seiten-Schleifen*,  
1. Aufl.  
Stuttgart: IRB Verl.  
Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum  
Berlin.  
Dissertation  
ISBN 3816766579
- Denkena et al. 2004** Denkena, B; Becker, J. C; Reichstein, M., 2004.  
Auswirkung der Kinematik beim Mikroschleifen:  
Potentiale unterschiedlicher Schleifverfahren zur  
Herstellung von Bauteilen und Komponenten in der  
Mikrosystemtechnik.  
*wt Werkstattstechnik online* **94** (6), S. 267–271
- Denkena et al. 2007** Denkena, B; Hahmann, D., 2007. Ultraschallschleifen  
dünnwandiger Bauteile.  
*wt Werkstattstechnik online* **97** (11/12), S. 862–867

- Denkena et al. 2011
- Denkena, Berend; Tönshoff, Hans Kurt, 2011.  
Kräfte und Leistungen beim Spanen.  
In: Denkena, Berend; Nshoff, Hans K.T. (Hrsg.):  
*Spanen*.  
Wiesbaden: Springer Fachmedien, S. 51–85  
ISBN 978-3-642-19772-7  
DOI: 10.1007/978-3-642-19772-7\_4
- Denkena et al. 2018
- Denkena, Berend; Bergmann, Benjamin; Mücke,  
Markus; Königsberg, J; Ponick, Bernd, 2018. Hybrid  
Spindle – An approach for a milling machine tool  
spindle with extended working range for HSC and  
HPC.  
*Procedia Manufacturing* **24**, S. 159–165  
DOI: 10.1016/j.promfg.2018.06.045
- Dinelli et al. 1997
- Dinelli, Franco; Biswas, Sudhanshu Kumar; Briggs,  
George Andrew D; Kolosov, Oleg V., 1997. Ultrasound  
induced lubricity in microscopic contact.  
*Applied Physics Letters* **71** (9), S. 1177–1179  
DOI: 10.1063/1.120417
- DMG 2020
- DMG, 2020.  
*ULTRASONIC 20 linear*.  
Verfügbar unter:  
[https://de.dmgmori.com/produkte/maschinen/ultrasoni  
c/ultrasonic-linear/ultrasonic-20-linear](https://de.dmgmori.com/produkte/maschinen/ultrasoni<br/>c/ultrasonic-linear/ultrasonic-20-linear)  
Zugriff am: 15.12.2020
- Eber 2013
- Eber, Rainer, 2013.  
*Ultraschallunterstütztes Bearbeiten von Gestein mit  
geometrisch unbestimmten Schneiden*,  
Stuttgart: Inst. für Werkzeugmaschinen  
Berichte aus dem Institut für Werkzeugmaschinen  
Konstruktion und Fertigung 50. Stuttgart, Univ., Diss.,



2013.  
ISBN 3000426256
- Eichler et al. 2016** Eichler, Hans Joachim; Kronfeldt, Heinz-Detlef; Sahm, Jürgen, 2016.  
Deformierbare Körper und Akustik.  
In: Eichler, Hans-Joachim; Kronfeldt, Heinz-Detlef; Sahm, Jürgen (Hrsg.): *Das neue Physikalische Grundpraktikum*.  
3., ergänzte und aktualisierte Auflage.  
Berlin, Heidelberg: Springer Spektrum, S. 73–110  
ISBN 978-3-662-49022-8  
DOI: 10.1007/978-3-662-49023-5\_3
- Einhellinger-Müller 2018** Einhellinger-Müller, Tanja (Hrsg.).  
*Ultraspan: Hochleistungsbearbeitung von schwer spanbaren Werkstoffen durch hybride ultraschallunterstützte Zerspanung: Entwicklung piezoelektrischer Keramiken für die ultraschallunterstützte Zerspanung*, Fraunhofer IWU.  
Ultraspan Abschlusspräsentation,  
Chemnitz, 18.01.2018
- Esch 2021** Esch, Philipp, 2021.  
*Untersuchung der Wirkungsweise von lasererzeugten Mikrostrukturen auf Funktionsflächen an Bohrwerkzeugen für metallische Leichtbauwerkstoffe*, Stuttgart: Fraunhofer Verlag.  
Stuttgarter Beiträge zur Produktionsforschung.  
Stuttgart, Univ., Diss., 2021.  
ISBN 978-3-8396-1721-2
- Feucht et al. 2014** Feucht, Florian; Ketelaer, Jens; Wolff, Alexander; Mori, Masahiko; Fujishima, Makoto, 2014. Latest Machining Technologies of Hard-to-cut Materials by Ultrasonic

- Machine Tool.  
*Procedia CIRP* **14**, S. 148–152  
DOI: 10.1016/j.procir.2014.03.040
- Fleischer 2005** Fleischer, Helmut, 2005. Vibroakustische Untersuchung an Paukenfellen.  
*Beiträge zur Vibro- und Psychoakustik* (1), S. 1–110
- Flores et al. 1992** Flores, Gerhard; Wiens, Andreas, 1992.  
*Grundlagen und Anwendungen des Hörens*,  
Essen: Vulkan Verlag.  
ISBN 3-8027-2904-8
- Fridman et al. 1959** Fridman, Hans D; Levesque, Pascal, 1959. Reduction of Static Friction by Sonic Vibrations.  
*Journal of Applied Physics* **30** (10), S. 1572–1575  
DOI: 10.1063/1.1735002
- Fuchs et al. 2015** Fuchs, Normen; Wanner, Martin-Christoph, 2015.  
Erfassung und Beurteilung des Verspannungszustandes von Schraubenverbindungen durch eine akustische Resonanzanalyse.  
*tm - Technisches Messen* **82** (10), S. 526–535  
DOI: 10.1515/teme-2015-0060
- FZ Jülich 2020** FZ Jülich, 2020.  
*Technologie für Spitzenforschung*.  
Verfügbar unter: [https://www.fzj.de/zea/zea-1/DE/Kompetenzen/\\_doc/TechnologieF%C3%BCrSpitzenforschung.html?nn=439812](https://www.fzj.de/zea/zea-1/DE/Kompetenzen/_doc/TechnologieF%C3%BCrSpitzenforschung.html?nn=439812)  
Zugriff am: 15.12.2020
- Gallego-Juarez et al. 2015** Gallego-Juarez, Juan A; Graff, Karl F., 2015.  
*Power ultrasonics: Applications of high-intensity ultrasound*.  
First edition,

- Cambridge, UK: Woodhead Publishing.  
Woodhead Publishing series in electronic and optical materials 66.  
ISBN 9781782420286  
DOI: 10.1016/C2013-0-16435-5
- Gatermann 1998** Gatermann, Heino, 1998.  
*Reibungseinflüsse auf die Spannbildung beim Drehen*,  
Düsseldorf: VDI-Verl.  
Fortschritt-Berichte / VDI Reihe 2, Fertigungstechnik  
497. Düsseldorf, Techn. Univ., Diss., 1998.  
ISBN 3183497026
- Gottlöber 2014** Gottlöber, Christian, 2014.  
*Zerspanung von Holz und Holzwerkstoffen:  
Grundlagen ; Systematik ; Modellierung ;  
Prozessgestaltung*.  
1. Aufl.,  
München: Fachbuchverl. Leipzig im Hanser Verl.  
ISBN 9783446440036
- Gull 2015** Gull, Michael, 2015.  
*Ultraschallunterstützte Innenrundbearbeitung von  
sprödharten Werkstoffen durch Seitenquer- und  
Umfangsquerschleifen*, ETH Zürich, Dissertation, 2015.  
DOI: 10.3929/ethz-a-010579313
- Handwerker et al. 2003** Handwerker, M; Gross, R; Hausmann, T; Hendrich, C.  
(Hrsg.).  
*Methoden zur Optimierung der Schneidleistung  
oszillierender Knochensägen*.  
Deutscher Orthopädenkongress,  
Berlin, 13.11.2003.  
DOI: 10.1055/s-2003-821877

- Hannig 2014  
Hannig, Sophia, 2014.  
*Auslegung von komplexen Werkzeugen zur spanenden Bearbeitung mit Ultraschall.*  
1. Aufl.,  
Aachen: Apprimus-Verl.  
Produktionsmaschinen 2014, Aachen, Techn.  
Hochsch., Diss., 2014.  
ISBN 9783863591878
- Harkness et al. 2012  
Harkness, Patrick; Lucas, Margaret; Cardoni, Andrea,  
2012. Coupling and degenerating modes in  
longitudinal-torsional step horns.  
*Ultrasonics* **52** (8), S. 980–988  
DOI: 10.1016/j.ultras.2012.05.002
- Heisel et al. 2003  
Heisel, Uwe; Rothmund, Johannes; Eisseler, Rocco;  
Kumanuvong, N., 2003. Spanformbeeinflussung durch  
Schwingungseinkopplung beim Einlippenbohren:  
nfluencing chip shape by introducing oscillation in  
single-lip drilling.  
*ZWF Zeitschrift Für Wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* **98**  
(10), S. 486–489
- Heisel et al. 2006  
Heisel, Uwe; Eisseler, Rocco (Hrsg.).  
*The Influence of Input Vibration on the Chip Form in  
Deep Hole Drilling.*  
2nd CIRP International Conference on High  
Performance Cutting,  
Vancouver, Canada, 2006
- Heisel et al. 2011a  
Heisel, Uwe; Eber, Rainer; Wallaschek, Jörg; Twiefel,  
Jens, 2011. Kinematic Model for Ultrasonic-Assisted  
Manufacturing of Bore Holes with Undefined Cutting  
Edges.

- Modelling of Machining Operations* **223**, S. 794–803  
DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.223.794
- Heisel et al. 2011b** Heisel, Uwe; Eisseler, Rocco; Eber, Rainer; Wallaschek, Jörg; Twiefel, Jens; Huang, M., 2011. Ultrasonic-assisted machining of stone.  
*Production Engineering* **5** (6), S. 587–594  
DOI: 10.1007/s11740-011-0330-1
- Heisel et al. 2013** Heisel, Uwe; Stehle, Thomas; Birenbaum, Christoph; Ghassemi, Hadi, 2013. Simulative Untersuchung von Kreissägeblättern: Untersuchung zur Modellierung der Vorspanninduzierung bei Kreissägeblättern.  
*wt Werkstattstechnik online* **103** (1-2), S. 69–75
- Heisel et al. 2014** Heisel, Uwe; Stehle, Thomas; Eisseler, Rocco; Eber, Rainer; Jakob, P., 2014. Schwingungsunterstütztes Fräsen von Formnuten in 42CrMo4: Kraftreduktion und Oberflächenmodifikation mithilfe schwingungsunterstützter Bearbeitung.  
*wt Werkstattstechnik online* **104** (1-2), S. 22–26
- Heisel et al. 2015** Heisel, Uwe; Weiland, Simon; Birenbaum, Christoph, 2015. Dämpfungsslitze in Kreissägeblättern: Parametrische FEM-Analysen zur Wirkungsweise.  
*wt Werkstattstechnik online* **105** (1-2), S. 41–46
- Hertlin 2003** Hertlin, Ingolf, 2003.  
*Akustische Resonanzanalyse*,  
Wuppertal: Castell-Verl.  
ZfP - kompakt und verständlich.  
ISBN 393425506X
- Huber et al. 1979** Huber, Helmut; Münz, Uwe Volker, 1979.  
*Untersuchung über den Einfluß der Anlaßzeit auf die Härte und Festigkeit von Kreissägeblättern für Holz und*

*Schmelzsägeblättern für Stahl,*

Wiesbaden: VS Verlag für Sozialwissenschaften.

Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen,

Fachgruppe Hüttenwesen / Werkstoffkunde 2885.

ISBN 9783531028859

DOI: 10.1007/978-3-322-87660-7

**Kappmeyer 1999**

Kappmeyer, Gregor, 1999.

*Hochfrequenzhonen: Beitrag zum  
ultraschallunterstützten Dornhonen,*

Essen: Vulkan-Verl.

Schriftenreihe des IWF.

Braunschweig, Techn. Univ., Diss., 1999

ISBN 3802786459

**Kleinschmidt et al. 1993**

Kleinschmidt, P; Winter, H., 1993.

Piezo- und Pyroelektrische Effekte.

In: Heywang, Walter; Müller, Rudolf (Hrsg.): *Sensorik.*

Berlin, Heidelberg: Springer, S. 119–143

ISBN 978-3-540-55119-5

DOI: 10.1007/978-3-642-88171-8\_7

**Klocke et al. 2004**

Klocke, Fritz; Bresseler, Bernd; Weber, Andreas, 2004.

Ultraschallunterstütztes Schleifen. Chancen und

Grenzen der Technologie am Beispiel der Zerspanung  
von Glas und Glaskeramik.

*wt Werkstattstechnik online* **94** (6), S. 258–262

**Klocke et al. 2006**

Klocke, Fritz; Weber, Andreas; Bresseler, Bernd, 2006.

Ultraschall steigert Effizienz beim Schleifen sprödharter  
Werkstoffe.

*Maschinenmarkt. MM, das Industriemagazin* (48), S.

20–23

- Klocke et al. 2008  
Klocke, Fritz; Dambon, Olaf; Bulla, Benjamin, 2008.  
Ultraschallunterstützte Diamantzerspanung.  
*wt Werkstattstechnik online* **98** (6), S. 510–514
- Klocke et al. 2011  
Klocke, Fritz; Dambon, Olaf; Bulla, Benjamin, 2011.  
Tooling system for diamond turning of hardened steel  
moulds with aspheric or non rotational symmetrical  
geometries.  
In: Spaan, Henny (Hrsg.): *Proceedings of the 11th  
International Conference of the European Society for  
Precision Engineering and Nanotechnology*.  
Bedford: Euspen, S. 204–207  
ISBN 9780955308291
- Klocke et al. 2014  
Klocke, Fritz; Brummer, Christoph Martin, 2014. Laser-  
assisted Metal Spinning of Challenging Materials.  
*Procedia Engineering* **81**, S. 2385–2390  
DOI: 10.1016/j.proeng.2014.10.338
- Kollmann 2000  
Kollmann, Franz Gustav, 2000.  
*Maschinenakustik: Grundlagen, Meßtechnik,  
Berechnung, Beeinflussung*.  
2., neubearbeitete Auflage,  
Berlin, Heidelberg: Springer.  
ISBN 9783642629402  
DOI: 10.1007/978-3-642-57229-6
- König 1993  
König, Wilfried, 1993. Ultraschallschwingläppen von  
CFK - mehr als nur eine Alternative.  
*VDI-Zeitschrift* **135** (7), 58-62
- Kovacs 2014  
Kovacs, Stephan, 2014.  
*Lebensdauer und Schädigungsentwicklung  
martensitischer Stähle für Niederdruck-  
Dampfturbinenschaufeln bei*

*Ermüdungsbeanspruchung im VHCF-Bereich*, Zugl.:  
Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2013,  
Jülich: Forschungszentrum Jülich.  
Schriften des Forschungszentrums Jülich Reihe Energie  
& Umwelt 214.  
ISBN 9783893369591

**Kuchling 2007**

Kuchling, Horst, 2007.  
*Taschenbuch der Physik: Mit zahlreichen Tabellen.*  
19., aktualisierte Aufl.,  
München: Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl.  
ISBN 3446410287

**Kuttruff 1988**

Kuttruff, Heinrich, 1988.  
*Physik und Technik des Ultraschalls,*  
Stuttgart: Hirzel.  
ISBN 3777604275

**Kuttruff 1991**

Kuttruff, Heinrich.  
Basic Concepts of Acoustics.  
In: *Ultrasonics*, S. 11–47  
ISBN 978-94-011-3846-8

**Lehfeldt 1973**

Lehfeldt, Wilhelm, 1973.  
*Ultraschall, kurz und bündig: Physikalische Grundlagen  
und Anwendungen,*  
Würzburg: Vogel.  
ISBN 3802300602

**Lehfeldt et al. 1968**

Lehfeldt, Eckart; Pohlman, 1968.  
*Beeinflussung metallischer Reibungsvorgänge durch  
Schall im 20 KHZ-Bereich: Fakultät für Elektrotechnik  
und Informationstechnik, RWTH Aachen, Dissertation,*  
1968.  
<http://publications.rwth-aachen.de/record/60530>



- Littmann et al. 2001  
Littmann, Walter; Storck, Heiner; Wallaschek, Joerg, 2001.  
Reduction of friction using piezoelectrically excited ultrasonic vibrations.  
In: *Smart Structures and Materials 2001: Damping and Isolation*, S. 302–311
- Ma et al. 2004  
Ma, Chunxiang; Shamoto, E; Moriwaki, T; Wang, Lijiang, 2004. Study of machining accuracy in ultrasonic elliptical vibration cutting.  
*International Journal of Machine Tools and Manufacture* **44** (12-13), S. 1305–1310  
DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.04.014
- Mäder 2018  
Mäder, Thomas (Hrsg.).  
*Ultraspan: Hochleistungsbearbeitung von schwer spanbaren Werkstoffen durch hybride ultraschallunterstützte Zerspanung: Neuartige modulare Schwingsysteme zur ultraschallunterstützten Zerspanung*, Fraunhofer IWU.  
Ultraspan Abschlusspräsentation,  
Chemnitz, 18.01.2018
- Mayer et al. 2005  
Mayer, H; Sinn, G; Zettl, B; Pfersmann, G; Rosenkranz, P; Beer, P., 2005. Holzbearbeitung mit Überlagerung einer Ultraschall-Wechselbeanspruchung.  
*Berichte aus Energie- und Umweltforschung* (14), S. 1–95
- Merchant 1945  
Merchant, M. Eugene, 1945. Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip.  
*Journal of Applied Physics* **16** (5), S. 267–275  
DOI: 10.1063/1.1707586

- Moriwaki et al. 1995 Moriwaki, Toshimichi; Shamoto, Eiji, 1995. Ultrasonic Elliptical Vibration Cutting.  
*CIRP Annals* **44** (1), S. 31–34  
DOI: 10.1016/S0007-8506(07)62269-0
- Müller et al. 2013 Müller, T; Sander, M., 2013. On the use of ultrasonic fatigue testing technique--variable amplitude loadings and crack growth monitoring.  
*Ultrasonics* **53** (8), S. 1417–1424  
DOI: 10.1016/j.ultras.2013.03.005
- Müller-Bollenhagen 2011 Müller-Bollenhagen, Carsten, 2011.  
*Verformungsinduzierte Martensitbildung bei mehrstufiger Umformung und deren Nutzung zur Optimierung der HCF- und VHCF-Eigenschaften von austenitischem Edelstahlblech*, 2011.  
<https://dspace.ub.uni-siegen.de/handle/ubsi/581?locale=en>
- Neugebauer et al. 2009a Neugebauer, R; Stoll, A; Roscher, H.-J., 2009.  
Ultraschallunterstützung verbessert Tiefbohren in hochfesten Guss.  
*MM Maschinenmarkt, das Industriemagazin* (28), S. 24–27
- Neugebauer et al. 2009b Neugebauer, Reimund; Semmler, Ulrich; Stoll, Andrea, 2009. Beeinflussung der Zerspanung durch Ultraschallschwingungen.  
*ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* **104** (9), S. 716–719  
DOI: 10.3139/104.110140
- Norm DIN 8589-0 DIN 8589-0:2003-09.  
*Fertigungsverfahren Spanen: Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*

- Norm DIN 8589-6**                      DIN 8589-6:2003-09.  
*Fertigungsverfahren Spanen: Teil 6: Sägen;  
Einordnung, Unterteilung, Begriffe*
- Norm VDA-Richtlinie 301**              VDA-Richtlinie 301:2009.  
*Eigenfrequenzmessung und Modal-Analyse von  
Brems scheiben in der Entwicklung.*
- Pahlitzsch et al. 1966**                Pahlitzsch, Gotthold; Rowinski, Berthold, 1966. Über  
das Schwingungsverhalten von Kreissägeblättern—  
Ermittlung und Auswirkungen der kritischen  
Drehzahlen und Eigenfrequenzen der Sägeblätter.  
*European Journal of Wood and Wood Products* **24** (8),  
S. 341–346  
DOI: 10.1007/BF02619215
- Pahlitzsch et al. 1967**                Pahlitzsch, Gotthold; Rowinski, Berthold, 1967. Über  
das Schwingungsverhalten von Kreissägeblättern—4.  
Mitteilung: Ursachen des Pfeifens von  
Kreissägeblättern und Maßnahmen zuseiner  
Vermeidung.  
*European Journal of Wood and Wood Products* **25**  
(10), S. 393–397  
DOI: 10.1007/BF02615732
- Peirce et al. 1991**                      Peirce, Charles S; Apel, Karl-Otto (Hrsg.), 1991.  
*Schriften zum Pragmatismus und Pragmatizismus.*  
1. Aufl.,  
Frankfurt am Main: Suhrkamp.  
ISBN 3518285459
- Pfeifroth 2014**                          Pfeifroth, Tobias, 2014.  
*Beitrag zur Verbesserung der spanenden  
Bohrbearbeitung von CFK auf Basis von  
Schädigungsmechanismen,*

Stuttgart: IfW.  
Berichte aus dem Institut für Werkzeugmaschinen  
Konstruktion und Fertigung 52. Stuttgart, Univ., Diss.,  
2013.  
ISBN 9783000448287

**PI Ceramic 2020**

PI Ceramic, 2020.  
*Piezoelektrische Aktoren: Bauelemente, Technologie,  
Ansteuerung,*  
Karlsruhe.  
Verfügbar unter: [www.piceramic.de](http://www.piceramic.de)  
Zugriff am: 07/2020

**Popov 2010**

Popov, Valentin L. (Hrsg.), 2010.  
*Kontaktmechanik und Reibung: Von der  
Nanotribologie Bis Zur Erdbebendynamik,*  
Dordrecht: Springer.  
ISBN 978-3-642-13301-5  
DOI: 10.1007/978-3-642-13302-2

**Popper 2005**

Popper, Karl R., 2005.  
*Logik der Forschung.*  
11. Aufl., durchges. und erg.,  
Tübingen: Mohr Siebeck.  
ISBN 3161481119

**Potthast et al. 2008**

Potthast, C; Eisseler, R; Klotz, D; Wallaschek, J; Heisel,  
U., 2008. Piezoelectric actuator design for  
ultrasonically assisted deep hole drilling.  
*Journal of Electroceramics* **20** (3-4), S. 187–192  
DOI: 10.1007/s10832-007-9132-4

**Raab 2015**

Raab, Michael, 2015.  
*Simulation und konstruktive Optimierung eines  
Prototyps für ultraschallunterstützte Trennprozesse,*

- Universität Stuttgart - Institut für industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb IFF, Studienarbeit, 2015
- Raab et al. 2019** Raab, Michael; Stroka, Michael; Schumpp, Florian, 2019. Qualitätserfassung in der Stammblattfertigung. *wt Werkstattstechnik online* **109** (5), S. 329–334
- Raab et al. 2020a** Raab, Michael; Stroka, Michael; Schneider, Marco, 2020. Schwingungsüberlagerter Kreissägeprozess: Untersuchung zum ultraschallüberlagerten 1-Zahn-Versuch. *wt Werkstattstechnik online* **110** (6), S. 413–417
- Raab et al. 2020b** Raab, Michael; Birenbaum, Christoph; Stroka, Michael, 2020. Schwingungsüberlagerte Kreissägewerkzeuge. *wt Werkstattstechnik online* **110** (1-2), S. 45–49
- Reif et al. 2020** Reif, Armin; Rinck, Philipp; Sitzberger, Sebastian; Rascher, Rolf; Zäh, Michael F., 2020. Zerspanung von Hochleistungswerkstoffen mit ultrasonisch modulierter Schnittgeschwindigkeit. *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* **115** (3), S. 162–165  
DOI: 10.3139/104.112255
- Rinck et al. 2020** Rinck, Philipp M; Gueray, Alpcan; Kleinwort, Robin; Zaeh, Michael F., 2020. Experimental investigations on longitudinal-torsional vibration-assisted milling of Ti-6Al-4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **108** (11-12), S. 3607–3618  
DOI: 10.1007/s00170-020-05392-w
- Rübenach 2001** Rübenach, Olaf, 2001. *Schwingungsunterstützte Ultrapräzisionsbearbeitung optischer Gläser mit monokristallinen*

*Diamantwerkzeugen,*

Aachen: Shaker.

Berichte aus der Produktionstechnik 2001,21. Aachen,  
Techn. Hochsch., Diss., 2001.

ISBN 3826592581

**Rüger 2018**

Rüger, Carlo (Hrsg.).

*Ultraspan: Hochleistungsbearbeitung von schwer  
spanbaren Werkstoffen durch hybride  
ultraschallunterstützte Zerspannung:*

*Schwingungsunterstützte Zerspannung von  
Faserverbundwerkstoffen,* Fraunhofer IWU.

Ultraspan Abschlusspräsentation,

Chemnitz, 18.01.2018

**Scherer et al. 1998**

Scherer, V; Arnold, W; Bhushan, B., 1998.

Active Friction Control Using Ultrasonic Vibration.

In: Bhushan, Bharat (Hrsg.): *Tribology Issues and  
Opportunities in MEMS.*

Dordrecht: Springer Science, S. 463–469

ISBN 978-94-011-5050-7

DOI: 10.1007/978-94-011-5050-7\_33

**Schug et al. 2007**

Schug, Ralf; Weber, Andreas, 2007.

*SuperSonic - Entwicklung einer ultraschallunterstützten  
Schleifspindel zur Bearbeitung sprädharter Materialien:*

*Abschlussbericht zum InnoNet-Projekt IN-4046,*

Fraunhofer IPT,

Aachen

**Schumpp et al. 2017**

Schumpp, Florian; Schneider, Marco; Mayer, Tim; al,

et, 2017. Keramische Schneidstoffe im unterbrochenen  
Schnitt.

*wt Werkstattstechnik online* **107** (6), S. 399–404

- Skelton 1969** Skelton, R. C., 1969. Effect of ultrasonic vibration on the turning process.  
*International Journal of Machine Tool Design and Research* **9** (4), S. 363–374  
DOI: 10.1016/0020-7357(69)90020-1
- Sonotronic 2020** Sonotronic, 2020.  
*Ultraschall-Schneidsysteme für Nahrungsmittel*.  
Verfügbar unter:  
<https://sonotronic.de/produkte/verpackungstechnik/ultraschall-schneidsysteme-fuer-nahrungsmittel>  
Zugriff am: 23.09.2020
- Son-X 2020** Son-X, 2020.  
*UTS 2 The Ultrasonic Tooling System*.  
Verfügbar unter: <https://www.son-x.de/son-x-systems/uts2/>  
Zugriff am: 24.07.2020
- Sorge et al. 1985** Sorge, Georg; Hauptmann, Peter, 1985.  
*Ultraschall in Wissenschaft und Technik*,  
Thun: Deutsch.  
Deutsch-Taschenbücher 46.  
ISBN 3871448192
- Statistisches Bundesamt 2020** Statistisches Bundesamt, 2020.  
*Monatliche Produktionsdaten des Verarbeitenden Gewerbes sowie des Bergbaus und der Gewinnung von Steinen und Erden*,  
Wiesbaden.  
Verfügbar unter:  
[https://www.statistischebibliothek.de/mir/receive/DESerie\\_mods\\_00005867](https://www.statistischebibliothek.de/mir/receive/DESerie_mods_00005867)  
Zugriff am: 23.09.2020

- Stoll et al. 2017  
Stoll, Andrea; Rüger, Carlo; Busch, Katja; Mäder, Thomas; Kranz, Burkhard, 2017. High-performance machining of fiber-reinforced materials with hybrid ultrasonic-assisted cutting.  
*Technologies for Lightweight Structures* **1** (2), S. 79–88  
DOI: 10.21935/TLS.V1I2.83
- Storck et al. 2002  
Storck, H; Littmann, W; Wallaschek, J; Mracek, M., 2002. The effect of friction reduction in presence of ultrasonic vibrations and its relevance to travelling wave ultrasonic motors.  
*Ultrasonics* **40** (1-8), S. 379–383  
DOI: 10.1016/S0041-624X(02)00126-9
- Suzuki et al. 2003  
Suzuki, N; Nakamura, A; Shamoto, E; Harada, K; Matsuo, M; Osada, M., 2003.  
Ultraprecision micromachining of hardened steel by applying ultrasonic elliptical vibration cutting.  
In: *MHS2003*,  
19-22 Oct. 2003, Nagoya, Japan, S. 221–226
- Tawakoli et al. 2009  
Tawakoli, Taghi; Azarhoushang, Bahman; Rabiey, Mohammad, 2009. Ultrasonic assisted dry grinding of 42CrMo4.  
*The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **42** (9-10), S. 883–891  
DOI: 10.1007/s00170-008-1646-7
- Tawakoli et al. 2010  
Tawakoli, T; Azarhoushang B; Jandaghi N., 2010.  
Entwicklung eines neuartigen „Ultraschallsystems“ zur Realisierung flexibler ultraschallunterstützter Zerspanung.  
*dihw Magazin* (4), S. 28–33



- Teidelt et al. 2010** Teidelt, Elena; Popov, Valentin; Starcevic, Jasminka, 2010.  
Beeinflussung des Reibungskoeffizienten durch Ultraschallanregung normal zur Kontaktfläche.  
In: *Tribologie-Fachtagung*, Göttingen. (2), 52, S. 1–8
- Teidelt et al. 2012** Teidelt, Elena; Starcevic, Jasminka; Popov, Valentin L., 2012. Influence of Ultrasonic Oscillation on Static and Sliding Friction.  
*Tribology Letters* **48** (1), S. 51–62  
DOI: 10.1007/s11249-012-9937-4
- TU Clausthal 2020** TU Clausthal, 2020.  
*Fertigungstechnik: Bearbeitung harter Sonderwerkstoffe*.  
Verfügbar unter: <https://www.isaf.tu-clausthal.de/abteilungen/fertigungstechnik/bearbeitung-harter-sonderwerkstoffe/>  
Zugriff am: 15.12.2020
- Uhlmann et al. 1998** Uhlmann, E; Holl, E. (Hrsg.).  
*Entwicklungen beim Schleifen keramischer Werkstoffe: Vortrag im Rahmen des Seminars Moderne Schleiftechnologie*.  
Seminar Moderne Schleiftechnologie,  
Furtwangen, 14.05.1998
- Uhlmann et al. 2010** Uhlmann, E; Sammler, C., 2010. Influence of coolant conditions in ultrasonic assisted grinding of high performance ceramics.  
*Production Engineering* **4** (6), S. 581–587  
DOI: 10.1007/s11740-010-0265-y
- Uhlmann et al. 2014a** Uhlmann, E; Oberschmidt, D; Kuche, Y; Löwenstein, A., 2014. Cutting Edge Preparation of Micro Milling

- Tools.  
*Procedia CIRP* **14**, S. 349–354  
DOI: 10.1016/j.procir.2014.03.083
- Uhlmann et al. 2014b** Uhlmann, E; Oberschmidt, D; Mahr F; Perfilov, I., 2014. Zwei-Achs-Schwingungssystem zur gezielten Beeinflussung des Mikrofräsprozesses.  
*wt Werkstattstechnik online* **104** (11/12), S. 710–715
- Uhlmann et al. 2017a** Uhlmann, E; Protz, F; Stawiszynski, B; Heidler, S., 2017. Ultrasonic Assisted Milling of Reinforced Plastics.  
*Procedia CIRP* **66**, S. 164–168  
DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.278
- Uhlmann et al. 2017b** Uhlmann, E; Christiansen, G., 2017. Spanende Bearbeitung von Faserverbundkunststoffen.  
*wt Werkstattstechnik online* **107** (9), S. 662–667
- Ulrich 2001** Ulrich, Hans, 2001.  
*Systemorientiertes Management: Das Werk von Hans Ulrich*,  
Bern: Haupt.  
ISBN 3-258-06359-1
- Ulrich et al. 1976** Ulrich, Peter; Hill, Wilhelm, 1976.  
Wissenschaftstheoretische Grundlagen der Betriebswirtschaftslehre (Teil II).  
*WiSt Wirtschaftswissenschaftliches Studium*  
(8), S. 345–390
- Wandinger 2013** Wandinger, Johannes, 2013.  
*Elastodynamik 2: Plattenschwingungen*  
Verfügbar unter:  
[http://wandinger.userweb.mwn.de/LA\\_Elastodynamik\\_2/index.html](http://wandinger.userweb.mwn.de/LA_Elastodynamik_2/index.html)  
Zugriff am: 16.02.2022

- Weast 1974** Weast, Robert C. (Hrsg.), 1974.  
*Handbook of chemistry and physics: A ready-reference book of chemical and physical data.*  
55. Auflage,  
Cleveland, Ohio: CRC Press.  
ISBN 0878194541
- Weber Ultrasonics 2020** Weber Ultrasonics, 2020.  
*Branchenvielfalt: Mit Ultraschall in die Zukunft.*  
Verfügbar unter: <https://www.weber-ultrasonics.com/branchen/>  
Zugriff am: 23.09.2020
- Weber Ultrasonics 2021** Weber Ultrasonics, 2021.  
*Schneiden mit Ultraschall: Der ultimative Schnitt.*  
Verfügbar unter: <https://www.weber-ultrasonics.com/schneiden/>  
Zugriff am: 20.05.2021
- Wittel et al. 2009** Wittel, Herbert; Jannasch, Dieter; Muhs, Dieter; Voßiek, Joachim, 2009.  
*Roloff/Matek Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung.*  
19., überarbeitete und erweiterte Auflage,  
Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden.  
ISBN 9783834806895  
DOI: 10.1007/978-3-8348-9998-9
- Zahn 2009** Zahn, Susann, 2009.  
*Ultraschallschneiden von Lebensmitteln,*  
Dresden, Technische Universität Dresden, Fakultät Maschinenwesen, Dissertation, 2009.  
urn:nbn:de:bsz:14-qucosa-23773

Zeller 2012

Zeller, Peter (Hrsg.), 2012.

*Handbuch Fahrzeugakustik: Grundlagen, Auslegung,  
Berechnung, Versuch.*

2., überarbeitete Auflage,

Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag.

ISBN 978-3-8348-1443-2

DOI: 10.1007/978-3-8348-8657-6

## 10 Anhang

### A1: Darstellung des vollständigen elliptischen Integrals erster Ordnung (Octave)

```
M = 0:0.01:1;
[K] = ellipke(M);
plot(M,K)
grid on
xlabel('M')
title('Complete Elliptic Integrals of First and Second Kind')
legend('First kind','Second kind')
```

### A2: Parameterdarstellung des Querschwingungsanteils (Octave)

```
phi=linspace(0,1*pi,3000);
r= 100;
freq = 3;
phi2=linspace(0,1*pi*r,3000);
x=r*phi-100*sin(4*phi);
y=r-100*cos(4*phi);
x1=r*phi-100*sin(4*phi)+sin(pi)
y1=r-100*cos(4*phi);
z1=0;
plot3(x,y,0.003*sin(freq*phi2), 'b', 'LineWidth',0.001); hold on;
title('Zykloide mit überlagerter Sinusamplitude')
xlabel('X-Richtung /mm')
ylabel('Y-Richtung /mm')
zlabel('Z-Richtung /mm')
set(gca,'LineWidth',2)
grid on ("linewidth",3); hold on;
plot3(x=0.02, y=0.02, z= 0.02); hold on;
plot(x1,y1,z1, 'k', 'linewidth',6)
```

## A3: Kalibrierschein Kistler 9119AA2

**KISTLER**  
measure. analyze. innovate.

## Kalibrierschein Calibration Certificate

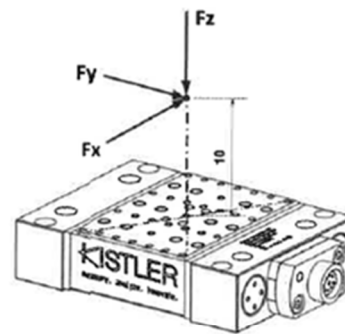
Type Kistler 9119AA2

<b>Bearbeiter</b> Calibration Technician	<b>Datum</b> Date
S. Mogavero	18. Feb. 2019

<b>Referenzgeräte</b> Reference Equipment	<b>Typ</b> Type	<b>Serien Nr.</b> Serial No.
Gebrauchsnormal Working Standard	Kistler 96017629 Kistler 96017630 Kistler 96017633 Kistler 96022987 Kistler 96022987 Kistler 96025398	4352333 4352310 4352327 4829804 4829803 4829802
Präzisionskalibrator Precision Calibrator	Kistler 5395A Kistler 5395A	1722242 605262

<b>Umgebungstemperatur</b> Ambient Temperature	<b>Relative Feuchte</b> Relative Humidity
23 °C	45 %

Serial No. 5467439



### Messergebnisse Results of Measurement

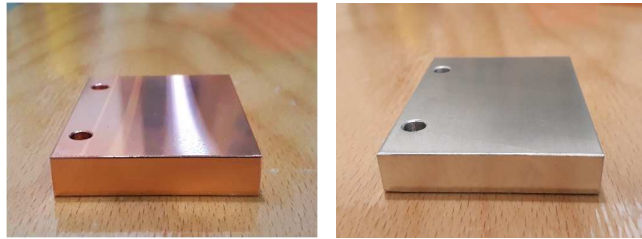
Kalibrierter Bereich Calibrated Range	Empfindlichkeit Sensitivity	Linearität <sup>1)</sup> Linearity <sup>1)</sup>	Übersprechen Crosstalk			CMC <sup>2)</sup> CMC <sup>2)</sup>
			→Fx[%]	→Fy[%]	→Fz[%]	
kN	pC/N	±%FSO				%
Fx 0 ... 4	-25,89	0,12		0,5	-1,0	0,13
Fx 0 ... 0,4	-25,71	0,07		0,5	-1,1	0,11
Fx 0 ... 0,04	-25,75	0,16		0,8	-1,3	
Fy 0 ... 4	-12,77	0,12	0,7		0,2	0,16
Fy 0 ... 0,4	-12,72	0,12	0,7		-0,1	0,12
Fy 0 ... 0,04	-12,65	0,10	0,0		-0,1	
Fz 0 ... 4	-26,29	0,14	-0,5	0,4		0,15
Fz 0 ... 0,4	-26,16	0,08	-0,5	0,3		0,11
Fz 0 ... 0,04	-26,22	0,06	-0,8	1,1		

1) Linearität einschliesslich Hysterese  
linearity including hysteresis

2) Die angegebene erweiterte Messunsicherheit (CMC) ist die kombinierte Standardmessunsicherheit multipliziert mit einem Erweiterungsfaktor  $k = 2$  und stellt die Kalibrier- und Messfähigkeit der Kalibriereinrichtung am zugeordneten Messpunkt des Kalibrierbereiches dar.  
The reported expanded uncertainty of measurement (CMC) is stated as the combined standard uncertainty of measurement multiplied by a coverage factor  $k = 2$  and represents the calibration and measuring capability of the calibration system at the assigned measuring point of the calibration range.

<b>Messverfahren</b> Measurement Procedure	Kontinuierliche Kalibrierung, Vergleichsverfahren Continuous Calibration, Comparison Method
---	--

## A4: Zusammensetzung und Eigenschaften der verwendeten Versuchswerkstoffe



Werkstoff	Kupfer	Aluminium
Werkstoffnummer	2.0070	3.3547
Werkstoff- zusammen- setzung	P: 0,002-0,007 %	Mg: 4.00-4.90 %
	Cu: > 99,95 %	Mn: 0.40-1.00 %
	Pb: < 0,005 %	Cr: 0.05-0.25 %
	Andere: Max. 0,03 %	Fe: < 0.40 %
		Si: < 0.40 %
		Cu: < 0.10 %
		Ti: < 0.15 %
		Zn: < 0.25 %
		Andere Elemente zusammen: < 0.15 %
		Andere Elemente einzeln: < 0.05 %
Maximale Zugfestigkeit	300 N/mm <sup>2</sup>	250 N/mm <sup>2</sup>
Dehngrenze	180 N/mm <sup>2</sup>	115 N/mm <sup>2</sup>
Dichte	8.94 kg/dm <sup>3</sup>	2.66 kg/dm <sup>3</sup>
E-Modul	127.000 N/mm <sup>2</sup>	70.000 N/mm <sup>2</sup>





