

Innovations in Manufacturing Technology

Elektrotechnische Durchgangsreihenklempen werden aus Messingdraht durch die Prozessfolge Bohren, Tauchfräsen und Räumen hergestellt. Dabei ist die seitliche Abdrängung des Tauchfräswerkzeugs kritisch für die abschließende Innenräumbearbeitung, da die Räumwerkzeuge keine ausreichende Steifigkeit für die Kompensation von Abweichungen aufweisen. Aus rechtlichen Gründen darf zukünftig in den Messingwerkstoffen für die Fertigung dieser Bauteile kein Blei mehr enthalten sein. Aufgrund von Gesetzesänderungen müssen zukünftig bleifreie Messingwerkstoffe zerspannt werden. Im Vergleich zu den aktuell verwendeten bleihaltigen Automatenmessingen entstehen beim Tauchfräsen erhöhte Zerspankraftkomponenten und ungünstige Spanformen. Es existieren keine systematischen Untersuchungen zum Tauchfräsen bleifreier Messingwerkstoffe. Ziel dieser Arbeit war es deshalb, eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung für das Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen auf Grundlage der Analyse relevanter Ursache-Wirkbeziehungen zu ermöglichen.

Eine Zerspanbarkeitsanalyse ergab, dass die radiale Zerspankraftkomponente während eines Schnittes um einen Faktor von fünf bis zehn zu einem Maximum anstieg. Dies verursachte Werkzeugbrüche sowie seitliches Verlaufen der tauchgefrästen Kavität. Aufgrund der geringen Stabilität des Prozesses wurde der Fokus für die weiteren Untersuchungen auf die Analyse und Vermeidung der Radialkraftüberhöhung gesetzt.

Mangelhafter Spanabtransport wurde im Rahmen der Analyse von Ursache-Wirkzusammenhängen als Hauptursache für die geringe Prozessstabilität identifiziert. Die direkte Zufuhr des Kühlschmierstoffs durch den Werkzeugschaft verbesserte den Spanabtransport soweit, dass die Radialkraft nicht mehr wesentlich anstieg. Eine systematische Optimierung der Schnittparameter und geometrischer Stellgrößen am Werkzeug im Realprozess war Grundlage für die Entwicklung eines Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung. Ein Bestandteil davon war ein Prognosemodell für die Radialkraft. Zur Auflösung des Zielkonflikts zwischen möglichst hoher Produktivität und ausreichender Bearbeitungsgenauigkeit wurde dem Prognosemodell eine maximal zulässige Radialkraft vorgegeben, anhand derer bei bekannter Werkzeuggeometrie die Schnittparameter berechnet wurden. Durch Anwendung des Gestaltungsmodells wurde die erzielbare Produktivität bei ausreichender Prozesssicherheit gegenüber dem Stand der Technik maßgeblich gesteigert.

ISBN 978-3-98555-338-9



Stefan Baier



Innovations in Manufacturing Technology



Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen

Stefan Baier
04/2026



Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen

Plunge Milling of Lead-Free Brass

Von der Fakultät für Maschinenwesen
der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Stefan Baier

Berichter/in:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bergs

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. Dr. h. c. Fritz Klocke

Tag der mündlichen Prüfung: 02. Dezember 2025

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online verfügbar.

INNOVATIONS IN MANUFACTURING TECHNOLOGY

Stefan Baier

Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. T. Bergs

Band 4/2026



Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

Stefan Baier:

Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen

1. Auflage, 2026

Gedruckt auf holz- und säurefreiem Papier, 100% chlorfrei gebleicht.

Copyright Apprimus Verlag, Aachen, 2026

Wissenschaftsverlag des Instituts für Industriekommunikation und Fachmedien
an der RWTH Aachen

Steinbachstr. 25, 52074 Aachen, Deutschland

Internet: www.apprimus-verlag.de, E-Mail: info@apprimus-verlag.de

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

Printed in Germany

ISBN 978-3-98555-338-9

Zusammenfassung

Elektrotechnische Durchgangsreihenklammern werden aus Messingdraht durch die Prozessfolge Bohren, Tauchfräsen und Räumen hergestellt. Dabei ist die seitliche Abdrängung des Tauchfräswerkzeugs kritisch für die abschließende Innenräumbearbeitung, da die Räumwerkzeuge keine ausreichende Steifigkeit für die Kompensation von Abweichungen aufweisen. Aus rechtlichen Gründen darf zukünftig in den Messingwerkstoffen für die Fertigung dieser Bauteile kein Blei mehr enthalten sein. Aufgrund von Gesetzesänderungen müssen zukünftig bleifreie Messingwerkstoffe zerspannt werden. Im Vergleich zu den aktuell verwendeten bleihaltigen Automatenmessingen entstehen beim Tauchfräsen erhöhte Zerspankraftkomponenten und ungünstige Spanformen. Es existieren keine systematischen Untersuchungen zum Tauchfräsen bleifreier Messingwerkstoffe. Ziel dieser Arbeit war es deshalb, eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung für das Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen auf Grundlage der Analyse relevanter Ursache-Wirkbeziehungen zu ermöglichen.

Eine Zerspanbarkeitsanalyse ergab, dass die radiale Zerspankraftkomponente während eines Schnittes um einen Faktor von fünf bis zehn zu einem Maximum anstieg. Dies verursachte Werkzeugbrüche sowie seitliches Verlaufen der tauchgefrästen Kavität. Aufgrund der geringen Stabilität des Prozesses wurde der Fokus für die weiteren Untersuchungen auf die Analyse und Vermeidung der Radialkraftüberhöhung gesetzt.

Mangelhafter Spanabtransport wurde im Rahmen der Analyse von Ursache-Wirkzusammenhängen als Hauptursache für die geringe Prozessstabilität identifiziert. Die direkte Zufuhr des Kühlschmierstoffs durch den Werkzeugschaft verbesserte den Spanabtransport soweit, dass die Radialkraft nicht mehr wesentlich anstieg. Eine systematische Optimierung der Schnittparameter und geometrischer Stellgrößen am Werkzeug im Realprozess war Grundlage für die Entwicklung eines Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung. Ein Bestandteil davon war ein Prognosemodell für die Radialkraft. Zur Auflösung des Zielkonflikts zwischen möglichst hoher Produktivität und ausreichender Bearbeitungsgenauigkeit wurde dem Prognosemodell eine maximal zulässige Radialkraft vorgegeben, anhand derer bei bekannter Werkzeuggeometrie die Schnittparameter berechnet wurden. Durch Anwendung des Gestaltungsmodells wurde die erzielbare Produktivität bei ausreichender Prozesssicherheit gegenüber dem Stand der Technik maßgeblich gesteigert.

Abstract

Electrotechnical feed-through terminal blocks are manufactured from brass wire using a process sequence of drilling, plunge milling and broaching. The lateral displacement of the plunge milling tool is critical for the final internal broaching process, as the broaching tools do not have sufficient rigidity to compensate for deviations. For legal reasons, lead may no longer be used in the measuring materials for the production of these components in future. Due to changes in the law, lead-free brass materials must be used in future. Compared to the lead-containing automatic machines currently used, plunge milling results in increased cutting force components and unfavorable chip shapes. There are no systematic studies on the plunge milling of lead-free brass materials. The aim of this work was therefore to enable a systematic tool and process design for the plunge milling of lead-free brass materials based on the analysis of relevant cause-effect relationships.

A machinability analysis showed that the radial cutting force component increased by a factor of five to ten to a maximum during a cut. This caused tool breakage and lateral displacement of the plunge-milled cavity. Due to the low stability of the process, the focus for further investigations was placed on the analysis and avoidance of the radial force overcut.

Inadequate chip removal was identified as the main cause of the low process stability when analyzing cause-and-effect relationships. The direct supply of cooling lubricant through the tool shank improved chip evacuation to such an extent that the radial force no longer increased significantly. A systematic optimization of the cutting parameters and geometric control variables on the tool in the real process was the basis for the development of a design model for the tool and process design. One component of this was a prognosis model for the radial force. To resolve the conflict of objectives between the highest possible productivity and sufficient machining accuracy, the prognosis model was given a maximum permissible radial force, which was used to calculate the cutting parameters for a known tool geometry. By applying the design model, the achievable productivity with sufficient process reliability was significantly increased compared to the state of the art.

Vorwort

Preamble

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Technologie der Fertigungsverfahren am Werkzeugmaschinenlabor WZL (heute: Manufacturing Technology Institute MTI) der RWTH Aachen University.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Bergs, dem Inhaber des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren, danke ich für die Förderung und Betreuung meiner Arbeit. Seine fachliche und persönliche Unterstützung haben ein motivierendes Arbeitsumfeld geschaffen, in dem ich gern meinen Forschungs- und Entwicklungsdrang ausgelebt habe. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. Dr. h. c. Fritz Klocke für die Übernahme des Koreferats und die Durchsicht des Manuskriptes. Mein Dank gilt darüber hinaus Herrn Prof. Dr. sc. Dominik Krug für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und Herrn Prof. Dr.-Ing. Kai-Uwe Schröder für seinen Einsatz in der Prüfungskommission.

Allen aktiven und ehemaligen Kollegen der Forschungsgruppe Grundlagen der Zerspantechnik danke ich vielmals für die großartige Zusammenarbeit und die unvergesslichen Momente am Institut. Besonders erwähnen möchte ich hier Adrian Rüppel, Christoph Zachert, Thomas Pullen und Dr. Tobias Seelbach, die stets für einen Lacher und ein offenes Wort bereit waren. Für die Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit danke ich neben den beiden Oberingenieuren Dr. Markus Meurer und Dr. Daniel Schraknepper Dr. Tobias Kelliger, Kilian Brans und Dr. Antonia Spletstößer für hilfreiche Korrekturen. Meiner langjährigen studentischen Hilfskraft Lukas Kokozinski und den technischen Mitarbeitern Rainer Ohler, Thobias Smigielski und Max Kirchhoff gilt mein Dank für die Unterstützung bei der Durchführung und Auswertung der umfassenden Versuchsergebnisse.

Ich habe während meiner Zeit am WZL die Gelegenheit genossen, ein umfangreiches Netzwerk in der kupferverarbeitenden Industrie aufbauen zu dürfen und dort auf einen umfassenden Erfahrungsschatz aus Werkstofftechnik und Branchenwissen zurückgreifen zu dürfen. Mein Dank dafür gilt insbesondere Dr. Ladji Tikana vom Kupferverband e.V., Lothar Kirschfink und Dr. Benajmin Cappel von der Aurubis Stolberg GmbH & Co. KG, Dr. Björn Reetz von der Fa. Otto Fuchs (heute: Materion), Dr. Florian Seuß von der Diehl Metall, Dr. Axel Jörg von der Fa. HME Metall, Dr. Uwe Hofmann von der Wieland AG, sowie Dr. Axel Prenger von der Grillo Werke AG. Darüber hinaus danke ich Thomas Stolz von der Gühring KG, der bei der Werkzeugentwicklung für diese Arbeit unterstützt hat und die Versuchswerkzeuge bereitgestellt hat.

Eine besondere Ehre war es mir, am Lehrstuhl für Technologie der Fertigungsverfahren die Forschungstätigkeit im Bereich der Kupferbearbeitung durch die Gründung des Innovationsnetzwerk Kupferbearbeitung (IKB) zu verstetigen. Ich wünsche Kilian

Brans viel Erfolg bei der Fortführung und dem Ausbau dieses wertvollen Netzwerks und freue mich, auch in Zukunft als Mitglied dazu beizutragen.

Der größte und innigste Dank gilt aber meiner Familie. Meine Eltern Prof. Dorothea und Dr. Andreas Baier haben mich stets ermutigt, Herausforderungen anzunehmen. Mein wichtigster Dank gilt jedoch meiner Frau Miriam, die mich stets von ganzem Herzen und voller Energie unterstützt hat. Ihr Rückhalt bei der Erstellung dieser Arbeit und darüber hinaus war und ist von unschätzbarem Wert für mich. Zu guter Letzt möchte ich unserer Tochter Ronja danken für das Aufzeigen und Setzen von Prioritäten.

Weil am Rhein, im Februar 2026

Stefan Baier

Inhaltsverzeichnis

Content

1	Einleitung	1
2	Stand der Erkenntnisse	5
2.1	Werkstoffkundliche Grundlagen	5
2.1.1	Legierungsgruppen von Kupferwerkstoffen.....	5
2.1.2	Gefügeausbildung und Eigenschaften von Cu-Zn-Legierungen.....	6
2.1.3	Gesetzliche Bestimmungen zur Nutzung von Blei in Kupferlegierungen.....	8
2.1.4	Zwischenfazit	9
2.2	Zerspanbarkeit von Kupfer-Zink-Legierungen	10
2.2.1	Bewertung der Zerspanbarkeit von Cu-Zn-Legierungen	10
2.2.2	Einsatz und Wirkmechanismen von Blei in Automatenmessingen .	12
2.2.3	Bisherige Untersuchungen zur Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen	13
2.2.4	Zwischenfazit	21
2.3	Grundlagen des Tauchfräsens	22
2.3.1	Kinematik und Prozesskräfte beim Tauchfräsen	23
2.3.2	Werkzeug- und Prozessauslegung	25
2.3.3	Prozessmodellierung beim Tauchfräsen	30
2.3.4	Zwischenfazit	31
2.4	Fazit und Ableitung des Forschungsbedarfs	32
3	Problemstellung, Zielsetzung und Vorgehensweise	35
4	Identifikation relevanter Einfluss- und Zielgrößen	39
4.1	Charakterisierung der Versuchswerkstoffe.....	39
4.2	Versuchsaufbau und Versuchsprogramm	42
4.3	Ergebnisse der Zerspanbarkeitsanalyse	46
4.3.1	Spanform und Spanbildungsmechanismus	46
4.3.2	Zerspankraftkomponenten und deren Dynamik	51
4.3.3	Bauteilqualität.....	57
4.3.4	Werkzeugverschleiß.....	65
4.4	Systematische Bewertung werkzeug- und prozesseitiger Einflussgrößen.	66
4.5	Fazit und Ableitung der relevanten Einfluss- und Zielgrößen	70
5	Analyse zerspantechnologisch relevanter Ursache-Wirkzusammenhänge	73
5.1	Analyse und Optimierung des Spanabtransports	73
5.1.1	Analyse des Einflusses der Eintauchtiefe	74
5.1.2	Einfluss der Kühlschmierstrategie	77
5.2	Analogieuntersuchungen zur Analyse von Spanform und Spanbildungsmechanismen	80

5.2.1	Transformation der Spanungsgeometrie	81
5.2.2	Versuchsaufbau der Analogieuntersuchungen	84
5.2.3	Ergebnisse der Analogieuntersuchungen	86
5.2.4	Zwischenfazit	93
5.3	Optimierung der Schnittparameter und der Werkzeuggeometrie zur Reduktion der radialen Zerspankraftkomponenten	94
5.3.1	Versuchsaufbau	94
5.3.2	Ergebnisse der Tauchfräsversuche	98
5.4	Fazit zur Analyse der Ursache-Wirkzusammenhänge	107
6	Entwicklung eines Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung	109
6.1	Konzeption des Gestaltungsmodells	109
6.2	Empirisches Modell zur Prognose der Radialkraft	111
6.3	Gestaltungsmodell für die Werkzeug- und Prozessauslegung	114
6.3.1	Qualitative Bewertung der Ursache-Wirkzusammenhänge	114
6.3.2	Entwicklung von Gestaltungsrichtlinien	117
6.4	Validierung der Modelle	119
6.4.1	Validierung des Prognosemodells für die Radialkraft	120
6.4.2	Validierung des Gestaltungsmodells	122
6.5	Fazit	125
7	Zusammenfassung und Ausblick	127
7.1	Zusammenfassung	127
7.2	Ausblick	128
8	Literaturverzeichnis	133

Formelzeichen und Abkürzungsverzeichnis

Formula Symbols and Abbreviations

Großbuchstaben

Symbol	Einheit	Bezeichnung
A_{Fz}	N	Amplitude der Radialkraft
A_{Span}	mm ²	Spanquerschnittsfläche
A_{ax}	mm ²	axiale Spanungsfläche
A_{20}	%	Bruchdehnung
D	mm	Werkzeughdurchmesser
E	GPa	Elastizitätsmodul
$E_{s,i}$	µm	standardisierter Effekt
$E_{\Delta x}$	µm	Effektstärke auf seitlichen Versatz
F	-	Prüfgröße in der Varianzanalyse
F_a	N	Aktivkraft
F_c	N	Schnittkraft (radial)
F_{cN}	N	Schnittnormalkraft
F_f	N	Vorschubkraft (axial)
F_i	N	Kraftkomponente in Richtung i
F_{kr}	-	kritischer Wert der Prüfgröße F
F_p	N	Passivkraft
F_{rad}	N	Radialkraft
$F_{rad,max}$	N	maximale Radialkraft
$F_{rad,mess}$	N	gemessene Radialkraft
$F_{rad,mod}$	N	modellierte Radialkraft
F_x	N	radiale Kraftkomponente in x-Richtung
$F_{x,max}$	N	maximale radiale Kraftkomponente in x-Richtung
$F_{x,stat}$	N	konstante radiale Kraftkomponente in x-Richtung
F_y	N	radiale Kraftkomponente in y-Richtung
$F_{y,max}$	N	maximale radiale Kraftkomponente in y-Richtung
F_z	N	Axialkraft
$F_{z,max}$	N	maximale Axialkraft

H	-	Härte
I _N	A	Nennstrom
K _{ri}	-/ ^o -1/mm ⁻¹	Konstanten für Prognosemodell der Radialkraft
P _r	-	Werkzeug-Bezugsebene
Q	mm ³ /min	Zeitspanvolumen
R _m	MPa	Zugfestigkeit
R _{p0,2}	MPa	0,2%-Dehngrenze
R _{th}	µm	kinematische Rautiefe
R _Z	µm	Oberflächenrauheit
T	°C	Temperatur
T _z	ms	Periodendauer
VB _{max}	µm	maximale Verschleißmarkenbreite

Kleinbuchstaben

Symbol	Einheit	Bezeichnung
a _p	mm	Schnitttiefe
a _{sp}	mm	Schnittbreite, Arbeitseingriff
a _{sp,max}	mm	maximaler Arbeitseingriff
b	mm	Spanungsbreite
b _y	mm	Fasensbreite
c _{kor}	N/µm	korrelativ ermittelte Steifigkeit
c _{sim}	N/µm	simulativ ermittelte Steifigkeit
d	mm	Durchmesser
d _H	mm	Halbzeugdurchmesser
d _K	µm	Korngröße
f	mm	Vorschub
f _{ze}	1/s	Zahneingriffsfrequenz
f _{Abtast}	kHz	Abtastrate
f _{r,i}	-	Korrekturfaktor für prognostizierte Radialkraft
f _z	mm	Zahnvorschub
h	mm	Spanungsdicke

h'	mm	Spandicke nach Spanbildung
h_{\min}	mm	Mindestspanungsdicke
k	μm	Abszissenabschnitt der Ausgleichsgeraden
$k_{i,1}$	N/mm^2	spezifische Zerspankraftkomponente
l	mm	Länge
l_c	mm	Schnittweg
l_{cu}	mm	Spanungslänge
l_f	mm	Eintauchtiefe, Vorschubweg
$l_{f,z}$	m	Vorschubweg je Schneide
l_i	mm	Länge i
l_k	mm	Auskraglänge
m_{Al}	Ma-%	Massenanteil Aluminium
m_{Co}	Ma-%	Massenanteil Cobalt
m_{Cu}	Ma-%	Massenanteil Kupfer
m_{kor}	-	Steigung der Ausgleichsgeraden
m_i	-	Anstiegsbeiwert
m_{Pb}	Ma-%	Massenanteil Blei
m_{Si}	Ma-%; ppm	Massenanteil Silizium
m_{Ti}	Ma-%	Massenanteil Titan
m_{Zn}	Ma-%	Massenanteil Zink
$m_{\text{Zn,e}}$	Ma-%	äquivalenter Zinkgehalt
p	mm	Pitch, Sprungvorschub
p_{KSS}	bar	Druck der KSS-Zufuhr
r_{β}	μm	Schneidkantenradius
r_e	mm	Eckenradius
$r_{F_x, \max; \Delta x}$	-	empirischer Korrelationskoeffizient für $F_{x, \max}$ und Δx
t	s	Taktzeit
t_B	mm	Bohrtiefe
t_c	min	Schnittzeit
U_{res}	μm	Verlagerung
V_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit

v_f	m/min	Vorschubgeschwindigkeit
z	-	Schneidenanzahl

Griechische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bezeichnung
α	°	Freiwinkel
α_r	°	Umfangsfreiwinkel
α_s	°	Stirnfreiwinkel
α_{sn}	-	Signifikanzniveau
γ	°	axialer Spanwinkel
γ_r	°	Umfangsspanwinkel
γ_s	°	Stirnspanwinkel
γ_0	°	Spanwinkel
Δ	-	Abweichung
ΔA_{Span}	mm ²	Messabweichung Spanquerschnittsfläche
Δh^i	µm	Messabweichung Spandicke
Δr	µm	radiale Geometrieabweichung
Δx	µm	Geometrieabweichung in x-Richtung
Δx_{sim}	µm	simulativ ermittelte Geometrieabweichung in x-Richtung
Δx_{max}	µm	maximale Geometrieabweichung in x-Richtung
Δy	µm	Geometrieabweichung in y-Richtung
$\kappa_{r,\epsilon}$	°	Einstellwinkel im Bereich der Eckenfase
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
λ_h	-	Spandickenstauchung
λ_s	°	Neigungswinkel
μ	-	Reibkoeffizient
μ_i	-	arithmetischer Mittelwert
μ_j	-	Mittelwert
σ	-	Standardabweichung
σ_i	-	Varianz der Werte aus Parameterstufe i
σ_j	-	Varianz der Werte aus Parameterstufe j

φ	°	Drehwinkel
φ_{β}	%	β -Phasenanteil
φ_{γ}	%	γ -Phasenanteil
φ_{κ}	%	κ -Phasenanteil
φ_c	%	Kaltziehgrad
φ_{sc}	°	halber Anteil Drehwinkel über 180°
Φ	°	Scherwinkel
Φ_c	°	Umschlingungswinkel

Abkürzungen

AG	Aktiengesellschaft
Al	Aluminium
As	Arsen
ASTM	American Society for Testing and Materials
Bi	Bismut
C	Kohlenstoff
CAD/CAM	Computer-aided Design / Computer-aided Manufacturing
Co	Cobalt
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
Cu-ETP	„Electrolytic Tough Pitch“; elektrolytisches Kupfer
Cu-DHP	Desoxidiertes sauerstofffreies Kupfer
DIN	Deutsches Institut für Normung
DIN CEN/TS	Unveränderte deutsche Übernahme einer europäischen technischen Spezifikation
DLC	Diamond-like Carbon
DoE	Design of Experiments
ELV	End-of-Life Vehicle
EU	Europäische Union
Fa	Firma
Fe	Eisen

Fe ₃ C	Zementit
HB	Brinellhärte
Hf	Hafnium
HM	Hartmetall
HS	Hauptschneide
HSS	High Speed Steel, Schnellarbeitsstahl
HV	Vickershärte
kfz	kubisch-flächenzentriert
KSS	Kühlschmierstoff
Mn	Mangan
Mo	Molybdän
N	Stickstoff
Nb	Niob
NC	Numerical Control
Ni	Nickel
NS	Nebenschneide
P	Phosphor
Pb	Blei
RE	Rare Earths, Seltene Erden
REACH	Registration, Evaluation, Authorisation and Restriction of Chemicals
RoHS	Restriction of Hazardous Substances
S	Schwefel
SDWA	Safe Drinking Water Act
SE	Schneidenecke
Si	Silizium
SJ/T	Nicht verpflichtende Norm für elektrische Produkte in China
Sn	Zinn
Ta	Tantal
Te	Tellur
Ti	Titan
TrinkwV	Trinkwasserverordnung

V	Vanadium
WC	Wolframcarbide
Zn	Zink
Zr	Zirkonium

1 Einleitung

Introduction

Der Fortschritt der industriellen Megatrends der Automatisierung und Digitalisierung erfordert die Vernetzung einer Vielzahl von Sensoren und Aktoren mit den dazugehörigen Steuerungselementen. Die Verbindung der Komponenten untereinander erfolgt zumeist mit kabelgebundener Signalverdrahtung und Energieversorgung. In dem Marktsegment der Fertigung von Verbindungselementen für die Elektro- und Elektronikindustrie herrscht aufgrund der hohen Stückzahlen und des geringen Differenzierungspotentials der gefertigten Bauelemente ein hoher Kostendruck. Für Lohnfertiger in der Elektroindustrie in Hochlohnländern entsteht daraus der Bedarf, möglichst hohe Automatisierungsgrade in der Fertigung zu realisieren, um Lohnkosten einsparen und so am weltweiten Markt bestehen zu können.

Verbindungselemente mit Nennströmen bis ca. $I_N = 16 \text{ A}$ erfordern kleine Leiterquerschnitte. Diese Bauteile werden zumeist durch Blechumformung gefertigt. Bei Bauteilen, die für Nennströme ab ca. $I_N = 32 \text{ A}$ ausgelegt sind, sind größere leitfähige Querschnitte erforderlich. Daher werden die Bauteile durch Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide gefertigt. Aufgrund der hohen Stückzahlen im Bereich von einigen Millionen bis zu einer Milliarde Stück pro Jahr [DEUT01a] werden für die Fertigung Rundtaktautomaten mit NC- oder Kurvenscheibensteuerung eingesetzt, Abbildung 1.1. Typische Taktzeiten liegen im Bereich von $t = 1$ bis $t = 3 \text{ s}$. Diese Rundtaktautomaten weisen zumeist eine einfache Kinematik auf, sodass Vorschubbewegungen nur in einer Achse je Station möglich sind.

Elektrotechnische Verbindungselemente wie Durchgangsreihenklemmen (Abbildung 1.1) weisen häufig rechteckige Querschnitte auf, in denen Kabelenden eingelegt und durch eine Schraube fixiert werden. Zur Fertigung dieser Querschnitte wird zunächst eine Bohrung eingebracht. Anschließend wird in einem oder mehreren Tauchfrähschnitten die Bohrung zu einem länglichen Querschnitt erweitert. Diese tauchgefräste Kavität dient dann als Führung für den abschließenden Räumprozess, bei dem enge Form- und Lagetoleranzen im Bereich $10 \mu\text{m} < \Delta x_{\text{max}} < 50 \mu\text{m}$ eingehalten werden müssen.

Aufgrund ihrer hervorragenden Zerspanbarkeit werden für diese Anwendung zumeist bleihaltige Automatenmessinge wie beispielsweise CuZn39Pb3 verwendet. Das enthaltene Blei setzt die Scherfestigkeit herab [DEUT07, NOBE16a]. Bei der Zerspanung entstehen deshalb kurze Bröckelspäne. Die Bildung eines Bleifilms zwischen dem ablaufenden Span und der Spanfläche des Werkzeugs reduziert die dort auftretende Reibung und den Werkzeugverschleiß erheblich. In der industriellen Praxis kann ein hoher Automatisierungsgrad nur aufgrund der guten Zerspanbarkeit und der damit einhergehenden hohen Prozesssicherheit erreicht werden [DEUT01a].

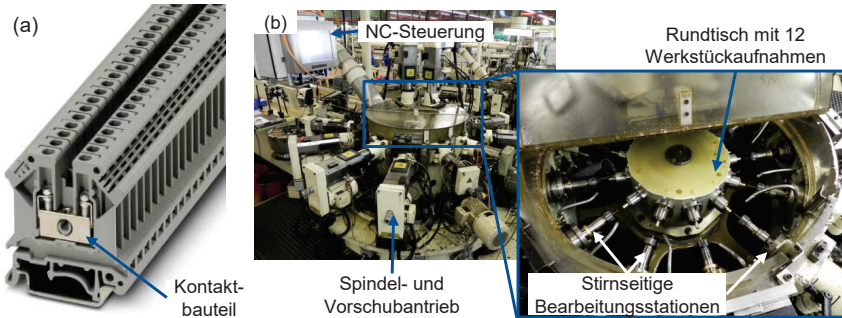


Abbildung 1.1: Durchgangsreihenklemme mit $I_N = 32$ A Nennstrom [ELEC21] (a) und Fertigung auf NC-gesteuertem Rundtaktautomaten [NOBE16b, S. 73f.] (b)
Feed-through terminal block with $I_N = 32$ A nominal current [ELEC21] (a) and Production on NC-controlled rotary transfer machines [NOBE16b, S. 73f.] (b)

Im menschlichen Körper wirkt Blei reproduktionstoxisch und schädigt das Nervensystem [WORL19]. Deshalb existieren in der europäischen Union Gesetzesinitiativen zur Beschränkung des Bleigehalts in Kupfer- und anderen Werkstoffen. Für die europäische Elektroindustrie ist primär Richtlinie 2011/65/EU („Restriction of hazardous substances“, RoHS) relevant, die einen Grenzwert von $m_{Pb} < 0,1 \text{ \%}_{\text{mass}}$ für Kupferbasislegierungen vorschreibt [EURO11]. Der Begriff bleifrei wird daher im Rahmen dieser Arbeit verwendet, um Werkstoffe mit $m_{Pb} < 0,1 \text{ \%}_{\text{mass}}$ zu bezeichnen.

Im Vergleich zu den aktuell verwendeten Werkstoffen bedingt die Zerspaltung dieser Werkstoffe eine höhere Zerspalkraft, eine ungünstigere Spanform, einen erhöhten Werkzeugverschleiß und eine reduzierte Bauteilqualität [NOBE16a]. Umfangreiche Forschungsarbeiten zur Zerspaltung bleifreier Messingwerkstoffe fokussierten sich auf das Drehen [NOBE13, NOBE16a] oder Bohren [KATO14, NOBE16b, ZOGH21]. Zusätzlich existiert eine Forschungsarbeit zum Hochgeschwindigkeitsfräsen von Kupferwerkstoffen mit Schnittgeschwindigkeiten ab $v_c = 1000$ m/min [GREI90].

Beim Tauchfräsen von elektrotechnischen Verbindungselementen aus bleifreien Messingwerkstoffen entstehen Abweichungen von der Sollgeometrie aufgrund von seitlicher Abdrängung des Fräasers. Weiterhin brechen die eingesetzten Werkzeuge sporadisch, sodass die Prozesssicherheit insgesamt gering ist. Eine automatisierte Massenfertigung ist deshalb nicht möglich. Der Prozess wird daher aktuell nur für die Erprobung und Kleinserienfertigung eingesetzt. Um die branchenweite Einführung bleifreier Messingwerkstoffe zu unterstützen, ist deshalb eine systematische Analyse der relevanten zerspantechnologischen Phänomene sowie eine grundlegende Optimierung der Prozesseinstellgrößen erforderlich. Das angestrebte Ergebnis dieser Arbeit ist daher die Entwicklung eines Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung beim Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen, das eine Steigerung der Prozesssicherheit und Produktivität gegenüber dem Stand der Technik ermöglicht.

Introduction

The progress of the industrial megatrends of automation and digitalization necessitates the networking of a multitude of sensors and actuators with their corresponding control elements. The connection of the components is mostly accomplished through wired signal wiring and power supply. In the market segment of manufacturing connection elements for the electrical and electronic industry, there is significant cost pressure due to the high production volumes and the low differentiation potential of the manufactured components [DEUT01a]. For manufacturers in the electrical industry in high-wage countries, there is a need to achieve as high a degree of automation in manufacturing as possible in order to save labor costs and thus remain competitive in the global market.

Connection elements with rated currents of up to approximately $I_N = 16$ A require relatively small conductor cross-sections. These components are mostly manufactured through sheet metal forming. For components designed for rated currents of approximately $I_N = 32$ A and above, larger conductive cross-sections are required. Therefore, these components are manufactured through machining with geometrically defined cutting edges [DEUT01a]. Due to the high production volumes ranging from several million to one billion pieces per year [DEUT01a], rotary indexing machines with NC or cam disk control are used for manufacturing, as shown in Figure 1.1. Typical cycle times range from $T = 1$ s to $T = 3$ s. These rotary indexing machines mostly have a simple kinematics, allowing feed movements only in one axis at each station.

Electrical connection elements such as through-terminal blocks (Figure 1.1) often have rectangular cross-sections in which cable ends are inserted and fixed by a screw. To manufacture these cross-sections, a bore is first made. Subsequently, in one or more plunge milling passes, the bore is enlarged into an elongated cross-section. This plunge-milled cavity then serves as a guide for the final reaming process, where tight form and positional tolerances in the range of $10 \mu\text{m} < \Delta x_{\text{max}} < 50 \mu\text{m}$ must be maintained.

Due to their excellent machinability properties, lead-containing free-cutting brasses such as CuZn39Pb3 are mostly used for this application. The included lead reduces shear strength, resulting in short chip breakages during machining. The formation of a lead film between the exiting chip and the tools rake face significantly reduces friction and tool wear [DEUT07, NOBE16a]. In industrial practice, a high degree of automation is achieved due to good machinability and the associated high process reliability [DEUT01a].

In the human body, lead acts as a reproductive toxicant and damages the nervous system [WORL19]. Therefore, there are legislative initiatives in the European Union to restrict the lead content in copper and other materials. For the European electrical industry, Directive 2011/65/EU ("Restriction of hazardous substances", RoHS) is primarily relevant, which prescribes a limit of $m_{\text{Pb}} < 0.1 \text{ \%}_{\text{mass}}$ for copper-based alloys

[EURO11]. The term "lead-free" is therefore used in this work to refer to materials with $m_{\text{Pb}} < 0.1 \text{ \%}_{\text{mass}}$.

Compared to currently used leaded materials, machining of these materials results in higher cutting forces, unfavorable chip formation, increased tool wear, and reduced component quality [NOBE16a]. Extensive research on the machining of lead-free brass materials has focused on turning [NOBE13, NOBE16a] or drilling [KATO14, NOBE16b, ZOGH21]. Additionally, there is research on high-speed milling of copper materials with cutting speeds starting at $v_c = 1000 \text{ m/min}$ [GREI90].

During plunge milling of electrical connection elements made of lead-free brass materials, deviations from the desired geometry occur due to lateral deflection of the milling cutter. With the currently industrially applied process design, the economic and technical requirements for connection elements with rectangular cable clamping areas cannot be met. Furthermore, due to tool breakage, process reliability is insufficient for automated mass production. To support the industry-wide introduction of lead-free brass materials, a systematic analysis of relevant machining phenomena and a fundamental optimization of process parameters are required. The desired outcome of this work is therefore the development of a design model for tool and process design in plunge milling of lead-free brass materials, enabling increased process reliability and productivity compared to the state of the art.

2 Stand der Erkenntnisse

State of the art

In diesem Kapitel werden zuerst die grundlegenden Zusammenhänge der Werkstoff- und Gefügeausbildung bei Kupferbasislegierungen zusammengefasst. Darauf aufbauend wird der Stand der Erkenntnisse der Zerspanung von bleifreien Cu-Zn-Werkstoffen mittels einer Analyse bisheriger Forschungsarbeiten dargelegt. Für das Fertigungsverfahren Tauchfräsen werden die relevanten Erkenntnisse bezüglich der aus der Kinetik resultierenden Anforderungen an die Werkzeug- und Prozessauslegung sowie Ansätze zur Prognose der Zerspankraftkomponenten dargestellt. Abschließend wird der Forschungsbedarf daraus abgeleitet.

2.1 Werkstoffkundliche Grundlagen

Basics on materials

Im Folgenden werden die Legierungsgruppen sowie deren Eigenschaften von Kupferwerkstoffen zusammengefasst und ein Überblick über die gesetzlichen Bestimmungen zur Nutzung von Blei als Legierungselement in diesen Werkstoffen gegeben.

2.1.1 Legierungsgruppen von Kupferwerkstoffen

Alloy groups of copper materials

Das chemische Element Kupfer steht im Periodensystem der Elemente in der ersten Nebengruppe neben den Edelmetallen Silber und Gold. Aufgrund seines positiven Standardpotenzials wird es als Halbedelmetall bezeichnet [LATS07]. Die industrielle Bedeutung von Kupfer ist neben der guten Korrosionsbeständigkeit durch die hohe Duktilität sowie die hohe thermische und elektrische Leitfähigkeit im Vergleich zu anderen Metallen begründet [WEIß15]. Hauptanwendungsfelder für Kupferlegierungen sind die Elektrotechnik, die Sanitärindustrie sowie die Schloss- und Beschlagindustrie.

Der Einsatzbereich von Reinkupfer kann durch die Zugabe von Legierungselementen maßgeblich erweitert werden. Häufig verwendete Legierungselemente sind Zink, Zinn, Nickel, Aluminium, Blei, Mangan, Silizium, Eisen und Beryllium [BÖGE11, ROOS15]. Kupferlegierungen lassen sich in Knet- oder Gusslegierungen einteilen, je nachdem ob das Halbzeug im Gusszustand ausgeliefert wird oder einer zusätzlichen Kalt- oder Warmumformung unterzogen wird. Die Einteilung in genormte Legierungsgruppen erfolgt anhand des Gehalts an Legierungselementen. Neben niedrig legierten Kupferwerkstoffen mit maximal fünf Massenprozent Legierungselementen haben Cu-Zn-Werkstoffe mit $m_{Zn} > 5\%$ eine große industrielle Bedeutung. Diese werden als Messing bezeichnet. Messingwerkstoffe mit weiteren Legierungselementen wie Aluminium, Silizium oder Eisen werden als Sondermessing bezeichnet. Weiterhin sind die Begriffe Rotguss für Cu-Sn-Zn-, Neusilber für Cu-Ni-Zn-Werkstoffe sowie Bronze für Legierungen von Kupfer mit weiteren Legierungselementen definiert [DIN20].

In der industriellen Anwendung bedienen Messinglegierungen aufgrund der beschriebenen Eigenschaften ein breites Anwendungsfeld. Die hohe elektrische Leitfähigkeit von ca. 15 MS/m in Verbindung mit den im Vergleich zu Silber, Gold oder Reinkupfer moderaten Werkstoffkosten und guter Bearbeitbarkeit prädestiniert Messingwerkstoffe für jedwede Art von Strom führenden Anwendungen. Eine große Variantenvielfalt von Steckern, Buchsen und elektrotechnischen Verbindungselementen werden aus Messingen gefertigt. Aufgrund der antibakteriellen Wirkung und der geringen Korrosionsneigung in Wasser werden in der Sanitärindustrie eine Vielzahl von Ventilen, Armaturen und Fittings aus Cu-Zn-Werkstoffen hergestellt. Messinglegierungen mit Zinkgehalten von $m_{Zn} = 5\%$ bis $m_{Zn} = 20\%$ werden aufgrund ihrer goldgetönten Farbe im Bauwesen als dekorative Elemente im Außen- und Innenbereich oder für Modeschmuck eingesetzt. In der Automobilindustrie sind Sondermessinge aufgrund der guten Gleiteigenschaften wichtig als Gleitlagerwerkstoffe und für die Fertigung von Synchronringen. [DEUT01a, DEUT01b, DEUT07]

Fokus dieser Arbeit sind elektrotechnische Verbindungselemente, für die eine hohe elektrische Leitfähigkeit in Kombination mit guter spanender Bearbeitbarkeit relevant sind. Daher wird die Werkstoffgruppe der Messinge im Folgenden näher betrachtet.

2.1.2 Gefügeausbildung und Eigenschaften von Cu-Zn-Legierungen

Microstructure and properties of Cu-Zn-alloys

Der technisch relevante Bereich des Zustandsschaubilds der Zweistofflegierungen aus Kupfer und Zink liegt zwischen einem Zinkanteil von $m_{Zn} = 5\%$ und $m_{Zn} = 50\%$ (Abbildung 2.1). Bis zu einem Zinkanteil von ca. $m_{Zn} = 37\%$ bildet sich ein homogenes Gefüge aus α -Mischkristallen mit kubisch-flächenzentrierter (kfz) Gitterstruktur aus. Werkstoffe in diesem Bereich zeichnen sich durch ein hohes Formänderungsvermögen sowie eine hohe Bruchdehnung aus und weisen dabei eine geringe Härte und Zugfestigkeit auf [DEUT07, ROOS15, WEIß15].

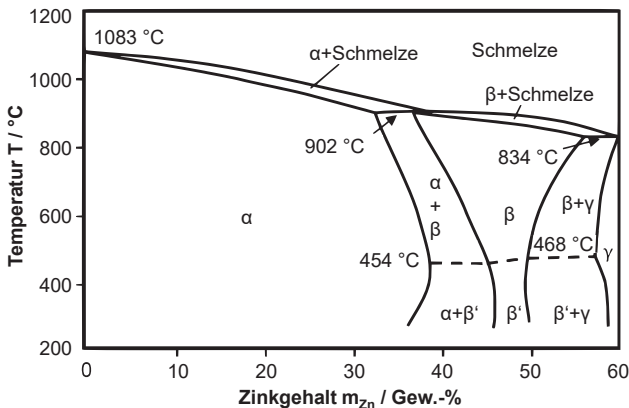


Abbildung 2.1: Zustandsdiagramm von Cu-Zn-Legierungen [DEUT07, NOBE16a]
Phase diagram of Cu-Zn alloys [DEUT07, NOBE16a]

Bei Zinkgehalten im Bereich bis $m_{Zn} = 50\%$ nimmt die Härte mit steigendem Zinkgehalt stetig zu. Die Zugfestigkeit R_m und die Dehngrenze $R_{p0,2}$ erreichen Maxima bei etwa $m_{Zn} = 45\%$ respektive $m_{Zn} = 42\%$ (Abbildung 2.2 a). Oberhalb eines Zinkanteils von $m_{Zn} = 37\%$ bilden sich β -Mischkristalle aus. Aufgrund ihrer kubisch-raumzentrierten (krz) Gitterstruktur weisen diese eine wesentlich höhere Härte ($H \approx 190$ HV) als die α -Phase ($H \approx 130$ HV) auf [PARS12]. Bei Zinkgehalten im Bereich von $37\% < m_{Zn} < 46\%$ bildet sich ein heterogenes α/β -Gefüge aus. Mit steigendem Zinkgehalt nimmt in diesem Bereich die Härte und Zugfestigkeit der Werkstoffe zu, während die Bruchdehnung und das Formänderungsvermögen abnehmen. [DEUT07, ROOS15, WEIß15]

Legierungen mit einem Zinkanteil $m_{Zn} \geq 46\%$ bilden keine α -Phase mehr aus. Bei Cu-Zn-Legierungen mit Zinkanteilen oberhalb von $m_{Zn} = 50\%$ entstehen äußerst spröde γ - und ϵ -Phasen, die die Zugfestigkeit und Bruchdehnung herabsetzen. Sie sind für technische Anwendungen deshalb nicht relevant. [DEUT07, ROOS15]

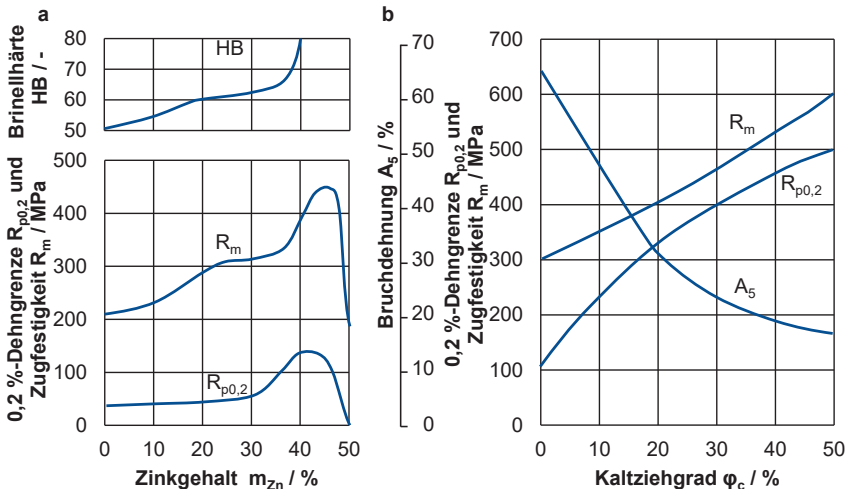


Abbildung 2.2: Mechanische Kennwerte von binären Cu-Zn-Legierungen im weichgeglühten Zustand und in Abhängigkeit vom Kaltziehgrad ϕ_c [WALL64, DEUT07]
Mechanical properties of binary Cu-Zn-Alloys in annealed state and dependence on cold drawing deformation ϕ_c [WALL64, DEUT07]

Neben der chemischen Zusammensetzung haben die thermische und mechanische Prozessführung bei der Halbzeugherstellung einen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften. Durch Steigerung des Kaltziehgrads ϕ_c können Härte, Zugfestigkeit und Dehngrenze des Halbzeugs auf Kosten der Bruchdehnung maßgeblich gegenüber dem nicht kaltverfestigten Zustand gesteigert werden (Abbildung 2.2b). Bei stangenförmigen Halbzeugen werden so verschiedene Festigkeitsklassen in einem weiten Bereich eingestellt. Die Normlegierung CuZn42 wird von verschiedenen Halbzeugherstellern in Festigkeitsklassen von $R_m = 360$ MPa bis $R_m = 750$ MPa vertrieben

[WIEL20a, AURU20]. Die Gefügezusammensetzung kann zudem durch gezielte Wärmebehandlung bei Temperaturen im Bereich von $T = 250\text{ °C}$ (Spannungsarmglühen) bis $T = 470\text{ °C}$ (Rekristallisationsglühen) eingestellt werden. Durch Glühen bei Temperaturen knapp unterhalb des Schmelzbereichs mit anschließendem Abschrecken kann der Anteil an β -Phase bei CuZn37 und CuZn42 wesentlich erhöht werden, um Werkstoffe mit höherer Härte herzustellen. [DEUT07, TOUL16, ROOS15]

Mit steigendem Zinkgehalt, insbesondere bei Bildung von β -Mischkristallen oberhalb von $m_{Zn} = 37\%$, nehmen die Leitfähigkeiten und die Korrosionsbeständigkeit ab. Durch das Zulegieren von weiteren Legierungselementen können diese physikalischen Eigenschaften gezielt an den Anwendungsfall angepasst werden. [DEUT07]

2.1.3 Gesetzliche Bestimmungen zur Nutzung von Blei in Kupferlegierungen

Legal regulations for the use of lead in copper alloys

Das Zulegieren von $m_{Pb} = 1\%$ bis $m_{Pb} = 4\%$ Blei verbessert die Zerspanbarkeit von Kupferbasislegierungen maßgeblich (vgl. Kapitel 2.2.2). Deswegen ist in der industriellen Anwendung der Einsatz von bleihaltigen Automatenmessingen verbreitet. Dieser Verbesserung der Zerspanbarkeit steht die umwelt- und gesundheitsschädliche Wirkung von Blei gegenüber. Blei wird primär über das Einatmen von bleihaltigen Stäuben und das Trinken von bleibelasteten Flüssigkeiten in den menschlichen Körper aufgenommen. Auch bei Aufnahme kleinster Mengen reichert sich Blei im Körper an, da es nur sehr langsam ausgeschieden werden kann. Blei verursacht chronische Vergiftungserscheinungen, die sich durch Hemmung der Blutbildung bis hin zur Blutarmut, Steigerung des Blutdrucks, Beeinträchtigung der kognitiven Leistung und der Fortpflanzungsfähigkeit äußern. [WORLD00, MARQ04, FORS17]

Aus diesem Grund verfolgen Gesetzgeber weltweit das Ziel, die Bleiexposition der Bevölkerung zu reduzieren, indem die Verwendung von Blei als Reinstoff und in Gemischen eingeschränkt wird. Das allgemeine Inverkehrbringen von Erzeugnissen aus bleihaltigen Kupferlegierungen wird im europäischen Wirtschaftsraum durch die REACH-Verordnung reguliert [EURO06]. Durch die Aufnahme von Legierungen mit einem Bleigehalt von $m_{Pb} > 0,1\%$ in die „Liste der für eine Zulassung in Frage kommenden besonders besorgniserregenden Stoffe“ im Rahmen von REACH besteht seit 2018 eine Informationspflicht über den Bleigehalt der vertriebenen Erzeugnisse [DEUT18a, EURO20]. Aus der Aufnahme in diese Kandidatenliste ergibt sich ab frühestens 2024 eine Zulassungspflicht für das Inverkehrbringen von Erzeugnissen aus diesen Legierungen [DEUT18b]. Aktuell gelten durch die REACH-Verordnung bereits Grenzwerte von $m_{Pb} \leq 0,05\%$ für Anwendungen mit direktem Hautkontakt wie Uhren oder Schmuck und $m_{Pb} \leq 0,005\%$ für Kinderspielzeug.

Zusätzlich existieren anwendungsspezifische Verordnungen, die den Bleigehalt von Werkstoffen für bestimmte Produktgruppen regulieren. In der deutschen Trinkwasserverordnung ist seit 2013 ein reduzierter Grenzwert für Blei im Trinkwasser von $10\text{ }\mu\text{g/l}$ statt zuvor $25\text{ }\mu\text{g/l}$ vorgeschrieben [BUND19]. Das Umweltbundesamt erstellte darauf

aufbauend eine verbindliche „Positivliste der trinkwasserhygienisch geeigneten metallenen Werkstoffe“ [UMWE18]. Der Großteil der Cu-Zn-Legierungen in dieser Liste enthält maximal $m_{Pb} = 0,2 \%$ Blei. Für trinkwasserführende Armaturen, Rohrverbinder und Apparate sind aktuell noch Bleigehalte von $m_{Pb} \leq 3,5 \%$ zulässig. Branchenweit wird erwartet, dass die Verwendung dieser Legierungen in der EU zukünftig nicht mehr zulässig sein wird. [UMWE18]

Mit den EU-Richtlinien zur „Restriction of Hazardous Substances“ (RoHS) gilt im europäischen Wirtschaftsraum ein Grenzwert von $m_{Pb} = 0,1 \%$ für die Elektro- und Elektronikindustrie [EURO03, EURO11]. Durch periodisch überprüfte Ausnahmeregelungen wird dieser Grenzwert für den Bleigehalt aktuell bis zum 21.07.2026 auf $m_{Pb} = 4 \%$ angehoben [EURO18a, EURO18b]. In der EU gelten ähnliche Regelungen für das Inverkehrbringen von Kraftfahrzeugen mit bleihaltigen Bauteilen aufgrund der „End-of-Life Vehicles“ (ELV) Direktive. Diese wurde in Deutschland durch die Altfahrzeugverordnung in nationales Recht umgesetzt [EURO00, BUND20].

Auch über die EU hinaus laufen in weiteren Nationen ähnliche Gesetzgebungsverfahren. In den USA ist mit dem „Safe Drinking Water Act“ (SDWA) ein Grenzwert von $m_{Pb} = 0,25 \%$ für trinkwasserführende Komponenten in Kraft [ENVI02, ENVI11]. China orientiert sich mit dem auch als China-RoHS bezeichneten Umweltschutzgesetz SJ/T 11363-2006 an der europäischen RoHS und sieht einen Grenzwert von $m_{Pb} = 0,1 \%$ Bleigehalt in Kupferbasislegierungen vor [MINI06, SWIS16].

2.1.4 Zwischenfazit

Interim conclusion

Für die Herstellung von elektrischen Kontaktbauteilen werden je nach Anforderung an die elektrische Leitfähigkeit Reinkupfer- oder Messingwerkstoffe verwendet. Die mechanischen Eigenschaften dieser Werkstoffe hängen von der chemischen Zusammensetzung, der Kaltverfestigung und der Wärmebehandlung ab. Für die spanende Fertigung solcher Bauteile werden Automatenmessinge mit $1 \% \leq m_{Pb} \leq 3 \%$ Bleianteil verwendet, die eine exzellente Zerspanbarkeit aufweisen. Aufgrund der umwelt- und gesundheitsschädlichen Wirkung von Blei existieren weltweit Gesetzesinitiativen, die auf eine drastische Reduktion der in Kupferwerkstoffen zulässigen Bleigehalte abzielen. Infolgedessen müssen zukünftig bleifreie Werkstoffe mit ähnlichen funktionalen Eigenschaften eingesetzt werden. Aus Sicht der Industrie ergibt sich daraus ein dringender Bedarf, das hohe Niveau von Produktivität, Qualität und Prozesssicherheit bei der spanenden Fertigung durch zerspanntechnologische Optimierungsmaßnahmen zu erhalten. Weiterführende wissenschaftliche Untersuchungen bilden die notwendige Grundlage dafür.

2.2 Zerspanbarkeit von Kupfer-Zink-Legierungen

Machinability of copper-zinc-alloys

Die Zerspanbarkeit ist keine eindeutige Werkstoffeigenschaft, sondern wird zumeist anhand der Zerspanbarkeitskriterien Zerspankraft, Spanform, Werkzeugverschleiß und Werkstückqualität unter festgelegten Versuchsbedingungen bewertet [DAVI01, KLOC18, S. 282]. Die Kenntnis der Zerspankraft und ihrer Komponenten ermöglicht eine gezielte Werkzeug- und Prozessauslegung. Die Werkstückqualität wird anhand der Oberflächenrauheit, der Maßhaltigkeit, der Randzonenbeeinflussung und der Gratbildung beurteilt [NOBE16a, KLOC18, S. 6ff.]. Die Spanform hat wesentlichen Einfluss auf die Prozesssicherheit des Zerspanprozesses, da ungünstige Spanformen zur Schädigung der Werkstückoberfläche oder zum Verklemmen von Spänen in den Spannuten von Bohr- oder Fräsworkzeugen führen können [TÖNS11]. Spanform und -länge können anhand verschiedener Normen von kurzen Bröckelspänen bis hin zu langen Band- oder Wirrspänen klassifiziert werden [ISLE71, ISO93]. Das Verhältnis des Schüttvolumens der Späne zum Volumen des massiven Werkstoffs wird als Spanraumzahl bezeichnet. Sie wird als quantitatives Maß zur Bewertung der Spanform verwendet [TÖNS11].

2.2.1 Bewertung der Zerspanbarkeit von Cu-Zn-Legierungen

Machinability assessment of Cu-Zn-alloys

Kupferlegierungen werden anhand ihrer Spanbildung in drei sogenannte Zerspanbarkeitshauptgruppen eingeteilt (Tabelle 2.1). In der Hauptgruppe I sind Werkstoffe mit sehr guter Zerspanbarkeit zusammengefasst, die nur durch den Zusatz von Blei, Schwefel oder Tellur erreicht werden kann. Hauptgruppe II beinhaltet zweiphasige Legierungen mit Zink, Zinn, Aluminium oder Silizium. Diese Legierungen weisen im Vergleich zu Werkstoffen aus der Hauptgruppe I im Allgemeinen höhere Scherfestigkeiten und eine höhere Kaltformbarkeit auf und erzeugen deshalb höhere Zerspankraftkomponenten und wesentlich längere Späne. In der Hauptgruppe III befinden sich die zähen Kupferlegierungen mit homogenem Gefüge oder zweiphasige Gefüge mit fein dispergierten Ausscheidungen. Die Zerspanbarkeit dieser Werkstoffe wird durch die Bildung langer Späne und hohen Werkzeugverschleiß bestimmt. [KÖNI82, DEUT10, NOBE16a]

Messinglegierungen sind in allen drei Hauptgruppen vertreten. Bleihaltige Automatenmessing werden der Hauptgruppe I zugeordnet. Bleifreie Messingwerkstoffe können je nach Gefügeausbildung und Zerspanbarkeit den Hauptgruppen II oder III zugeteilt werden.

In der kupferverarbeitenden Industrie werden auch heute noch sogenannte Zerspanbarkeitsindizes zum quantitativen Vergleich der Zerspanbarkeit von Werkstoffen herangezogen. Ursprünglich basiert das Verfahren auf der US-amerikanischen Norm ASTM E618, die zur Bewertung von Stahlwerkstoffen vorgesehen war [ASTM77] und wurde durch die COPPER DEVELOPMENT ASSOCIATION zur Anwendung bei Aluminium-

und Kupferwerkstoffen erweitert [THIE90]. Dieser Zerspanbarkeitsindex ist eine Maßzahl für die erreichbare Produktivität bei der Fertigung eines Standardbauteils auf einem Drehautomaten. Die Schnittbedingungen werden für das Schrump- und Schlichtdrehen, das Bohren und Einstechdrehen iterativ so angepasst, dass nach genau acht Stunden Bearbeitungsdauer das Standzeitende durch Werkzeugbruch oder Überschreiten von Rauheitsgrenzen erreicht wird. Eine so iterativ oder durch Interpolation ermittelte Stückzahl wird anschließend in Relation zur Normlegierung CuZn36Pb3 bzw. in Europa zur Referenzlegierung CuZn39Pb3 gesetzt. Die Bewertungsskala reicht dabei von 20 bis 100, wobei der Referenzwerkstoff per Definition mit 100 bewertet wird. Der direkte Bezug zur industriellen Massenproduktion ist ein Vorteil der Methode, dem jedoch ein im Labormaßstab kaum realisierbarer Versuchsaufwand zur iterativen Parameteranpassung entgegensteht [THIE90, DEUT10]. Deshalb wird das Verfahren heute nicht mehr praktisch angewandt, und die Angaben zum Zerspanbarkeitsindex in Werkstoffdatenblättern beruhen zumeist auf Erfahrungswissen oder Schätzungen. [DEUT10, THIE90, DAVI01, ASTM77]

Tabelle 2.1: Zerspanbarkeitshauptgruppen von Kupferlegierungen [DEUT56, KÖNI82, DEUT10, NOBE16a]
Main Machinability Groups of Copper Alloys [DEUT56, KÖNI82, DEUT10, NOBE16a]

Merkmal	Hauptgruppe I	Hauptgruppe II	Hauptgruppe III
Legierungselemente	Pb, S, Te	Zn, Sn, Al oder Si, kein Pb	Alle, kein Pb
Gefüge	Homogen oder heterogen	Heterogen, mit grobdispersen Phasen	a) Homogen b) Heterogen (feindisperse Ausscheidungen)
Spanform	Kurz (Bröckelspäne)	Mittel (mittellange Wendelspäne)	Lange Wendel-, Wirt-, oder Bandspäne
Werkzeugverschleiß	Gering	Mittel	Hoch
Zerspankraft	Niedrig	Mittel, Ratterneigung	Niedrig bis hoch
Zerspanbarkeitsindex	100 - 70	60 - 40	30 - 20

NOBEL entwickelte eine Methode zur Ermittlung von Zerspanbarkeitsindizes speziell für Kupferwerkstoffe, ebenfalls mit einer Bewertungsskala von 20 bis 100 zur Referenz CuZn39Pb3. Im Rahmen einer Nutzwertanalyse werden dabei die Zerspanbarkeitskriterien Zerspankraft, Oberflächenrauheit, Spanform und Werkzeugverschleiß unter konstanten Schnittbedingungen beim Drehen experimentell untersucht. Die so gewonnen Einzelkriterien werden anschließend nach verschiedenen Szenarien gewichtet zu einem Zerspanbarkeitsindex zusammengefasst [NOBE13]. Dieser Ansatz wurde um die Bewertung der Werkzeugtemperatur als fünftes Zerspanbarkeitskriterium sowie eine differenziertere Bewertung der Werkstückqualität unter Einbeziehung der

Randzonenbeschaffenheit und der Gratbildung erweitert [NOBE16a]. So kann der experimentelle Aufwand wesentlich reduziert werden

SCHULTHEIS ET AL. empfehlen eine Methode, in der Werkstoffeigenschaften zur indirekten Vorhersage der Zerspanbarkeit von Kupfer-Zink-Werkstoffen genutzt werden [SCHU17, JOHA19]. In einem Polardiagramm werden die Eigenschaften Duktilität, Kaltverfestigung, Wärmeleitfähigkeit, Härte und Abrasivwirkung teils qualitativ, teils quantitativ auf einer Skala von 1 bis 10 aufgetragen. Durch zerspantechnologisches Erfahrungswissen kann von diesen Werten anschließend differenziert, aber nur qualitativ auf die Zerspanbarkeit geschlossen werden.

2.2.2 Einsatz und Wirkmechanismen von Blei in Automatenmessingen

Machinability assessment of Cu-Zn-alloys

Bauteile aus Messinglegierungen für die Elektro- und Elektronik- oder die Sanitärindustrie werden in Großserie mit Stückzahlen bis zu mehreren hundert Millionen pro Jahr gefertigt. Aufgrund des hohen Preisdrucks in diesen Branchen kommen dazu vollautomatisierte Massenfertigungssysteme für die Zerspanung zum Einsatz. Um Ausfallzeiten zu reduzieren und geringe Stückkosten zu realisieren, müssen eine hohe Produktivität und Prozesssicherheit bei der Zerspanung gewährleistet sein.

Messingwerkstoffe mit geringen Mengen an Blei ($m_{Pb} = 1 - 3,5 \%$) erfüllen diese Anforderungen. Sie werden aufgrund ihrer hervorragenden Zerspanbarkeit als Automatenmessinge bezeichnet und bevorzugt für die Massenfertigung eingesetzt [WIEL98, DEUT07, DEUT10]. Diese Werkstoffe weisen eine wesentlich bessere Zerspanbarkeit als Stahl- oder Aluminiumlegierungen auf [DEUT10]. Automatenmessinge haben zu meist einen Zinkanteil im Bereich $35 \% \leq m_{Zn} \leq 42 \%$ [DEUT01a]. Die Legierung CuZn39Pb3 wird aufgrund ihrer breiten Anwendungseignung in Deutschland am häufigsten eingesetzt [DEUT10].

Blei ist in Kupferwerkstoffen sowohl im geschmolzenen als auch im festen Zustand unlöslich und wird daher bei Erstarrung aus der Schmelze an den Korngrenzen fein dispergiert ausgeschieden [KÖNI82]. Durch diese Ausscheidungen wird die Scherfestigkeit des Werkstoffs herabgesetzt. Bei der spanenden Bearbeitung entstehen deshalb im Allgemeinen kurze Nadel- oder Bröckelspäne. Die fein dispergierten Bleiauscheidungen fungieren als Ausgangspunkte für Rissentstehung in der primären Scherzone („void-sheet mechanism“), weshalb die Spanbildung durch Lamellen- oder Scherpannbildung erfolgt. [STOD79, WOLF79, GANE81, JOHA22]

Neben der Herabsetzung der Scherfestigkeit hat die Bildung eines reibungsmindernden Bleifilms in der Kontaktzone maßgeblichen Einfluss auf die Zerspanbarkeit. Dieser Film führt aufgrund der geringen Scherfestigkeit des Bleis zu niedrigeren Prozesskräften und -temperaturen [GANE81, KUYU96, JOHA22]. Bis in die 1980er Jahre fokusierte sich die Forschung zur werkstofftechnischen Verbesserung der Zerspanbarkeit von Cu-Zn-Werkstoffen daher weitgehend auf die Optimierung von Bleigehalt und -verteilung [MANT72, DAVI73, BOWE82].

2.2.3 Bisherige Untersuchungen zur Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen

Previous investigations on the machining of lead-free copper alloys

Die chemische Zusammensetzung und die Gefügeausbildung von Cu-Zn-Legierungen hat wesentlichen Einfluss auf die Zerspanbarkeit. Eine Vielzahl von Arbeiten bis in die 1980er Jahre hinein befasst sich mit dem Vergleich der Zerspanbarkeit von Cu-Zn-Legierungen mit und ohne Blei sowie mit der Analyse der Wirkmechanismen von Blei [BOWD43, BOWD50, STOD79, WOLF79, GANE81]. Ziel war dabei häufig die Entwicklung möglichst gut zerspanbarer Legierungen. Die Werkzeug- und Prozessauslegung speziell für bleifreie Cu-Zn-Legierungen spielte erst in späteren Arbeiten eine zentrale Rolle [SAMA89, GREI90, WOBK11, NOBE13, NOBE16a, TOUL18].

Die Anforderungen an die Zerspanbarkeit beim Drehen bleifreier Messinge fasste NOBEL wie folgt zusammen [NOBE16a]:

- Hohe Prozesssicherheit und Vermeidung von Ausfallzeiten durch sicheren Spanbruch
- Anwendung hoher Schnittparameter bei hohen Werkzeugstandzeiten
- Hohe Bauteilqualität und Einhaltung der Maß- und Lagetoleranzen
- Geringe Zerspankraft, um den Energieverbrauch zu reduzieren und den Einsatz von Maschinen mit geringer Leistung bzw. mit geringem Drehmoment zu ermöglichen

Einfluss der Gefügeausbildung

Die kubisch-flächenzentrierte α -Phase weist im Vergleich zur kubisch-raumzentrierten β -Phase ein hohes Formänderungsvermögen und eine geringe Härte auf (vgl. Kapitel 2.1.2). In der Zerspanung neigen Cu-Zn-Werkstoffe mit hohem Anteil der zähen α -Phase zur Bildung langer Späne mit hoher Spanstauchung, zur Adhäsion an Hartmetallen und Schnellarbeitsstählen sowie zur Aufbauschneidenbildung. Dies verursacht hohe Zerspankraftkomponenten und -temperaturen, Oberflächendefekte sowie Gratbildung. Durch Erhöhung des Zinkgehalts entstehen Werkstoffe mit zunehmendem Gehalt der härteren β -Phase. So werden bessere Oberflächengüten und Spanformen bei zunehmendem Abrasivverschleiß in der Zerspanung erzielt [SAMA89, NOBE16a]. In der Praxis sind binäre CuZn-Werkstoffe wie CuZn42 bis etwa $\varphi_{\beta} = 60\%$ β -Phasenanteil gebräuchlich. Werkstoffe mit (nahezu) reiner β -Phase bedürfen zwar geringfügig niedrigerer Zerspanleistungen [TOUL18], sind aber für die Verwendung in der Sanitär- und Elektroindustrie aufgrund mangelnder Zähigkeit nicht geeignet.

Neben dem Massenverhältnis der α - und β -Phase hat auch deren Verteilung im Werkstoff Einfluss auf die Zerspanbarkeit. Durch Anlassen von CuZn42 bei niedrigen Temperaturen erzielten DATA und IKENO eine in der α -Phase gleichmäßig verteilte β -Phase [DATA83]. Im Zerspanprozess wurde dadurch eine Verlängerung der Werkzeugstandzeiten und die Bildung von kurzbrüchigen, diskontinuierlichen Spänen erreicht. KUYUCAK und SAHOO zufolge haben Gefügestruktur und Korngröße einen größeren

Einfluss auf die Zerspanbarkeit als die makroskopische Werkstoffhärte [KUYU96, NOBE16a]. Eine feinere Verteilung der β -Phase im α/β -Gefüge kann durch Anlassen bei niedrigen Temperaturen erreicht und so bei der Zerspanung der Spanbruch verbessert und die Werkzeugstandzeit verlängert werden. [KUYU96].

MURATA und TAKEYAMA untersuchten den Einfluss des Bleigehalts ($0\% \leq m_{Pb} \leq 4,5\%$) auf die Spanbildung, den Werkzeugverschleiß, die Zerspankraftkomponenten und die Oberflächenrauheit [MURA71]. Sie kamen zu dem Ergebnis, dass mit ansteigendem Bleigehalt die Schnittkraft nahezu exponentiell abfällt. Mit zunehmenden Bleigehalten wurden zudem besserer Spanbruch und eine deutliche Verlängerung der Werkzeugstandzeit erzielt. Für die Standzeituntersuchungen kamen dabei Werkzeuge aus wärmebehandeltem HSS mit reduzierter Härte zum Einsatz, sodass die Vergleichbarkeit mit heute üblichen Werkzeugen beschränkt ist. Die geringste Oberflächenrauheit wurde mit einer bleifreien Legierung erreicht. Bei Bleigehalten von $m_{Pb} = 1,5\%$ bis $m_{Pb} = 4,5\%$ wurde eine geringfügig erhöhte Rauheit gemessen, während sie zwischen $m_{Pb} = 0,5\%$ und $m_{Pb} = 1,5\%$ deutlich über dem Niveau der bleifreien Legierung lag.

Den Einfluss von Blei auf die Reibung und die Spanbildung von Messingen untersuchte auch GANE anhand eines Vergleichs zwischen dem bleifreien CuZn38 und CuZn39Pb3, Abbildung 2.3 [GANE81]. Durch Spanwurzeluntersuchungen im Orthogonalschnitt wurden bei CuZn38 wesentlich kleinere Scherwinkel ($\Phi = 12^\circ - 21^\circ$) und demzufolge größere Spanstauchung als bei CuZn39Pb3 ($\Phi = 26^\circ - 33^\circ$) nachgewiesen. Bei CuZn39Pb3 lag der Reibkoeffizient an der Spanfläche um einen Faktor 5 und die Scherfestigkeit um einen Faktor 3 niedriger als bei CuZn38. Während beim Drehen von CuZn38 lange Fließspäne erzeugt wurden, entstanden bei der Bearbeitung von CuZn39Pb3 kurze, segmentierte Späne.

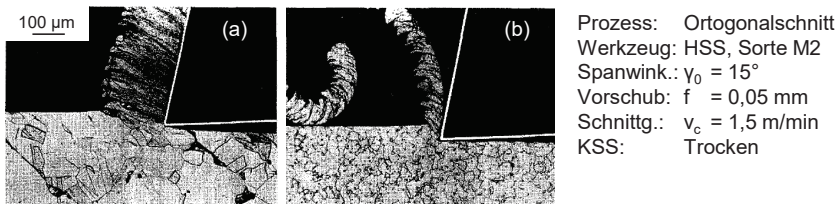


Abbildung 2.3: Spanwurzeluntersuchungen (Quick-Stop-Test) von CuZn38 (a) und CuZn39Pb3 (b) im orthogonalen Schnitt [GANE81]

Chip roots (Quick-Stop-Test) from orthogonal cutting of CuZn38 (a) and CuZn39Pb3 (b) [GANE81]

Substitution von Blei

Aufgrund der sich abzeichnenden gesetzlichen Begrenzung des maximal zulässigen Bleigehalts entstanden ab Anfang der 1990er Jahre einige Forschungsarbeiten, die die Substitution von Blei durch Legierungselemente ohne negativen Umwelt- oder Gesundheitseinfluss zum Gegenstand hatten. Primär wurden die Bestandteile Bismut, Selen, Graphit und Silizium als Substitute untersucht. Trotz umfangreicher

Forschungsarbeiten ist heute keine bleifreie Cu-Zn-Legierung bekannt, die alle technischen und wirtschaftlichen Eigenschaften bleihaltiger Automatenmessinge in sich vereint. Alternativen zu bleihaltigen Automatenmessingen müssen als Voraussetzung für einen Markterfolg zusätzlich zu einer guten Zerspanbarkeit je nach Anwendungsfall Anforderungen an die Kalt- oder Warmumformbarkeit, Lötbarkeit, Gießbarkeit und Korrosionsbeständigkeit sowie möglichst geringe Werkstoffkosten aufweisen [KUYU96].

Bismut liegt im Periodensystem der Elemente neben Blei und wird wie Blei aufgrund seines niedrigen Schmelzpunktes und der geringen Löslichkeit in Kupferwerkstoffen an den Korngrenzen ausgeschieden [WHIT95]. Die zerspantechnologische Wirkung ist vergleichbar mit Blei [ESSE06]. Da Bismut hauptsächlich als Nebenprodukt bei der Bleigewinnung in kleinen Mengen gefördert wird, ist jedoch keine ausreichende Verfügbarkeit für die umfassende industrielle Anwendung absehbar [KLAS15]. Das Legieren mit Bismut kann Spannungsrisskorrosion und sprödes Werkstückversagen begünstigen. Beim Recycling kann Bismut nicht elektrometallurgisch abgeschieden werden, sodass Bi-legierte Schrotte zwingend getrennt von anderen Schrotten in den Stoffkreislauf zurückgeführt werden müssen [MART13, KLAS15, DEUT20]. Der zur Verbesserung der Zerspanbarkeit benötigte Anteil an Bismut kann durch zusätzliches Legieren mit Selen reduziert werden [LAF06, ŽIVK11]. Der Einsatz der in Reinkupferwerkstoffen verwendeten Legierungselemente Tellur und Schwefel ist in Messingen aufgrund der Verschlechterung der Warm- (Te) und Kaltumformbarkeit (S) nicht sinnvoll [KUYU96, NOBE16a].

Im Messinggefüge ausgeschiedene Graphitpartikel reduzieren die Schnittkraft [SAIG96], setzen aber die Zugfestigkeit herab. Bei konventioneller gussbasierter Halbzeugherstellung ist es zudem kaum möglich, eine homogene Verteilung der Graphitpartikel über den Stangenquerschnitt zu erzielen [ŽIVK11]. Neuere Untersuchungen befassten sich daher damit, durch pulvermetallurgische Halbzeugfertigung eine homogenere Verteilung der Graphitpartikel im Gefüge zu erreichen [IMAI 10a] und die Zugfestigkeit durch Legieren mit $m_{Ti} = 0,3\%$ Titan zu steigern [LI11a, LI11b]. Durch die pulvermetallurgische Fertigung steigen die Halbzeugkosten, sodass diese Werkstoffe auf dem europäischen Massenmarkt keine Bedeutung erlangt haben. Ein weiterer Ansatz ist das Einbringen von Zementit (Fe_3C) in die Schmelze. In einem Glühvorgang zerfällt das Zementit zu gleichmäßig verteilten Graphitpartikeln und Eisen, das im Cu-Zn-Mischkristall löslich ist. Bei der Zerspanung dieses aufwändig und kostenintensiv herzustellenden Werkstoffs wurden kurzbrüchige Späne und moderate Schnittkraftkomponenten ermittelt [ZHUO15].

Die größte industrielle Relevanz hat heute die Substitution von Blei durch das nicht-toxische und in großen Mengen verfügbare Silizium erlangt. Die Legierung $CuZn_{21}Si_3P$ hat einen hohen Marktanteil unter den bleifreien Zerspanungsmessingen. Im Vergleich zu binären bleifreien Messingen weisen siliziumhaltige bleifreie Messinge eine wesentlich günstigere Zerspanbarkeit auf [HOFM05, DEUT10, NOBE16a, SCHU16, SCHU17, BUSH17]. In der Fertigung muss der Stoffkreislauf siliziumhaltiger Messinge strikt von anderen CuZn-Werkstoffen getrennt werden, da schon ab

$m_{Si} = 2$ ppm Silizium im Messing Eisenausscheidungen auftreten können, da diese erhöhten Werkzeugverschleiß bei der Zerspanung erzeugen [SAMA89, KUYU96, SCHU16]. Si-haltige bleifreie Messinge weisen zumeist einen höheren Kupferanteil als binäre bleifreie Zerspanungsmessinge auf. Deshalb lagen die Großhandelspreise für die in Europa gebräuchlichste Legierung CuZn21Si3P in den Jahren 2017 bis 2020 stets um 15 % bis 20 % oberhalb des bleihaltigen Automatenmessings CuZn39Pb3 [DIEH20, WIEL20c]. Dieser Werkstoff wurde von der MITSUBISHI MATERIALS AG entwickelt und wird in Europa unter den Handelsbezeichnungen ECOBRASS und CUPHIN vertrieben [WIEL20b]. Die sprödharte, siliziumreiche κ -Phase fungiert in Kombination mit der intermetallischen γ -Phase als sogenannter harter Spanbrecher und erhöht die Makrohärte und Zugfestigkeit im Vergleich zu anderen Messingen. In der Zerspanung zeichnet sich dieser Werkstoff im Gegensatz zu den meisten anderen bleifreien Messingwerkstoffen durch einen hohen Spansegmentierungsgrad und deshalb günstige Spanformen beziehungsweise geringe Spanraumzahlen aus. Die abrasive Wirkung dieser Hartphasen bewirkt jedoch einen maßgeblichen Anstieg des Werkzeugverschleißes im Vergleich zu anderen bleifreien Messingen [KROP05, DEUT07, TAHA12, NOBE13]. Ein weiterer Verschleißmechanismus beim Drehen von CuZn21Si3P mit unbeschichteten Hartmetallwerkzeugen ist die Diffusion der Kobalt-Bindephase aus dem Schneidstoff in die Späne [BUSH17]. Bei kleinen Vorschüben ermittelten SCHULTHEIS ET. AL. im Vergleich zu CuZn39Pb3 niedrigere Oberflächenrauheiten [SCHU16, SCHU17, REDD17]. Die Fertigungskosten bei der Zerspanung von CuZn21Si3P lagen in einer Fallstudie um 77 % höher als bei der Verwendung von CuZn39Pb3. Maßgeblicher Grund dafür waren die höheren Kosten für die Werkzeug- und Werkstoffbeschaffung, die separaten Stoffkreisläufe sowie die längeren Bearbeitungs- und Werkzeugwechselzeiten [SCHU18].

Weitere Arbeiten befassen sich mit siliziumhaltigen Sondermessingen, bei denen bei höheren Zinkgehalten von $m_{Zn} = 33,7$ % bis $m_{Zn} = 39,7$ % nach einer Zinkäquivalentregel [LU10] durch das Zulegieren von bis zu $m_{Si} = 1,1$ % Silizium und $m_{Al} = 0,7$ % Aluminium äquivalente Zinkgehalte von $m_{Zn,e} = 39,2$ % bis $m_{Zn,e} = 48,4$ % eingestellt werden. Durch höhere Zinkäquivalente steigt die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung fällt ab. Ein Optimum hinsichtlich kurzer Spanformen, einer großen Spansegmentierung und einer geringen Schnittkraft beim Drehen existiert bei Zinkäquivalenten zwischen $m_{Zn,e} = 45,3$ % und $m_{Zn,e} = 46,9$ % [YANG18, YANG20].

Werkzeug- und Prozessauslegung

SAMANDI und WISE führten Untersuchungen zur Zerspanbarkeit und zur Werkzeug- und Prozessauslegung beim Drehen von Cu-Zn-Werkstoffen durch [SAMA89]. Im Vergleich der bleifreien Werkstoffe CuZn30 und CuZn40 mit den bleihaltigen Legierungen CuZn40Pb2 und CuZn39Pb4 stellten die Autoren in einem ersten Schritt eine schlechtere Zerspanbarkeit der bleifreien Werkstoffe fest. Dies äußerte sich in einer teilweise doppelt so hohen Schnittkraft, höheren Werkzeugtemperaturen und der Ausbildung langer Band- und Wirrspäne mit erhöhter Spanstauchung. Bei der Zerspanung der bleifreien Werkstoffe bildeten sich Scherbänder und eine ausgeprägte Fließzone. Beim

Drehen von CuZn30 und CuZn40 mit HSS-Werkzeugen ohne Spanleitstufe wurde der Einfluss des Spanwinkels auf die Spanform bei verschiedenen Spanungsquerschnitten untersucht. Ausgehend von einem Spanwinkel von $\gamma_0 = 20^\circ$ verbesserten sich die Spanformen stetig mit abnehmendem Spanwinkel. Ein Optimum hinsichtlich der Spanform bestand im Bereich von $-5^\circ \leq \gamma_0 \leq 0^\circ$. Der Einfluss von fünf verschiedenen Spanleitstufengeometrien auf die Spanform beim Außenlängsdrehen von CuZn40 wurde untersucht. Die günstigsten Spanformen erzeugte eine Spanleitstufe mit 1,4 mm Breite und 0,4 mm Höhe [SAMA89]. NOBEL erzielte qualitativ ähnliche Ergebnisse zur Gestaltung von Spanleitstufen [NOBE16a].

WOBKER ET. AL. untersuchten die Zerspanbarkeit von CuZn38As im Vergleich zu CuZn39Pb3 [WOBK11]. Beim orthogonalen Einstechdrehen traten bei CuZn38As wesentlich längere Späne mit größerer Spanstauchung sowie etwa die doppelte Schnittkraft wie bei CuZn39Pb3 auf. Die mittlere Spanmasse beim Drehen von CuZn38As reduzierte sich durch das Einstellen eines negativen Spanwinkels von $\gamma_0 = -10^\circ$ bei ansteigender Schnitt- und Passivkraft. Beim Bohren mit einem Durchmesser von $d = 4,2$ mm und einer Tiefe von $t_b = 50$ mm verdoppelten sich die Prozesskraftkomponenten grob. Aufgrund von mangelhaftem Spanabtransport wurde die mittlere Spanmasse als kritische Zielgröße identifiziert. Zur Reduzierung der mittleren Spanmasse wurde auf Basis der Untersuchungen die Anwendung von Schnittgeschwindigkeiten ab $v_c \geq 200$ m/min für das Drehen und Bohren empfohlen.

In umfangreichen Untersuchungen analysierte NOBEL beim Einstech- und Außenlängsdrehen den Einfluss der Gefügestruktur, der Werkzeuggeometrie, des Schneidstoffs und der Beschichtung auf die Spanform, die Zerspankraftkomponenten, die Bauteilqualität und den Werkzeugverschleiß [NOBE13, NOBE14, NOBE16a, KLOC16]. Die Zerspanbarkeit der Werkstoffe CuZn38As ($\varphi_\beta = 2\%$), CuZn42 ($\varphi_\beta = 50\%$) und CuZn21Si3P wurde in Relation zur Referenz CuZn39Pb3 analysiert. Anhand von Spanformdiagrammen unterschieden sich Bereiche langer und kurzer Spanformen im Vorschub-Schnitttiefe-Diagramm. Beim Drehen von CuZn42 und insbesondere CuZn38As mit einem positiven Spanwinkel von $\gamma_0 = 9^\circ$ traten in einem großen Parameterbereich lange Bandspäne auf. Dies wurde auf den hohen Gehalt an duktilem α -CuZn ohne weitere spanbrechende Elemente zurückgeführt. Bei einem verringerten Spanwinkel von $\gamma_0 = -6^\circ$ waren die Bereiche ungünstiger Spanformen in Richtung kleinerer Vorschübe und Schnitttiefen verschoben. Beim Drehen von CuZn21Si3P traten unabhängig vom Spanwinkel nur bei deutlich kleinen Vorschüben $f < 0,1$ mm und Schnitttiefen unterhalb von $a_p = 1$ mm lange Spanformen auf. Dies wurde auf das heterogene Werkstoffgefüge mit der harten κ -Phase zurückgeführt. Das Drehen des bleihaltigen Referenzwerkstoffs CuZn39Pb3 erzeugte ausschließlich Nadelspäne. Die hohen Zerspankraftkomponenten beim Drehen (Abbildung 2.4) von CuZn38As und CuZn42 fielen mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit v_c stetig ab. Die Zerspankraftkomponenten, insbesondere die Vorschubkraft, lagen aufgrund des höheren Anteils der α -Phase und der damit verbundenen erhöhten Reibung in der Spankontaktzone bei der Bearbeitung von CuZn38As höher als beim Drehen von CuZn42. Bei

CuZn21Si3P wurden durch die geringere Spanstauchung und die niedrigeren Reibkoeffizienten in der Spankontaktzone wesentlich reduzierte Zerspankraftkomponenten gemessen. Aufgrund des sich auf der Spanfläche ausbildenden Bleifilms und der geringsten Spanstauchung im Werkstoffvergleich wurden bei der Bearbeitung von CuZn39Pb3 die geringsten Zerspankraftkomponenten festgestellt [NOBE16a]. Beim Drehen von CuZn42 und insbesondere CuZn38As trat an den Wellenabsätzen Gratbildung auf. Bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50$ m/min war diese deutlich stärker ausgeprägt als bei $v_c = 200$ m/min.

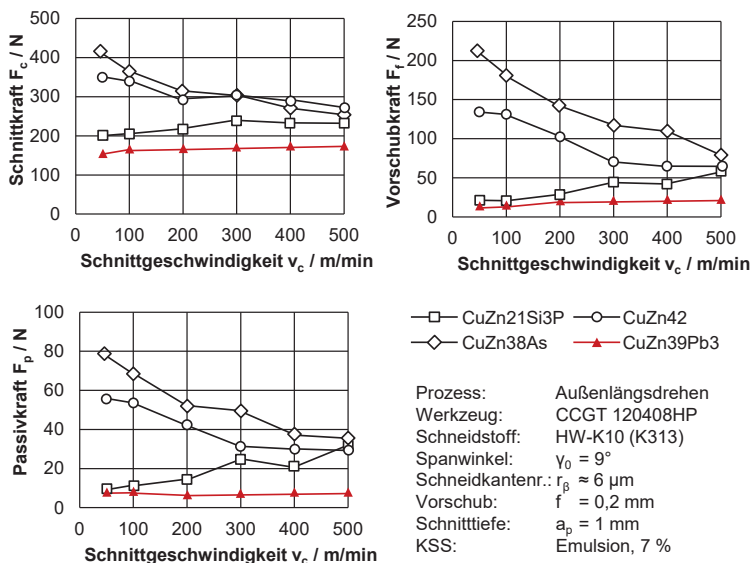


Abbildung 2.4: Zerspankraftkomponenten beim Außenlängsdrehen von CuZn21Si3P, CuZn38As und CuZn42 im Vergleich zu CuZn39Pb3 [NOBE16a]
Cutting force components in external longitudinal turning of CuZn21Si3P, CuZn38As and CuZn42 in comparison to CuZn39Pb3 [NOBE16a]

Im freien orthogonalen Schnitt untersuchte NOBEL die Spansegmentierung und Spandickenstauchung (Abbildung 2.5). Bei der Zerspaltung des nahezu homogenen CuZn38As entstanden eine geringe Spansegmentierung und gleichzeitig eine hohe Spanstauchung von bis zu $\lambda_h = 5,5$ bei $v_c = 25$ m/min. Aufgrund des höheren Anteils der härteren β -Phase wurden bei der Bearbeitung von CuZn42 eine höhere Spansegmentierung und eine geringere Spandickenstauchung bis maximal $\lambda_h = 2,7$ beobachtet. Mit abnehmender Schnittgeschwindigkeit nahm die Spansegmentierung weiter zu, da der Werkstoff zu einem geringeren Grad thermisch entfestigte. Eine hohe Spansegmentierung erzeugte die Zerspaltung von CuZn39Pb3 und CuZn21Si3P unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit. Der Werkstoff CuZn21Si3P bildete im orthogonalen Schnitt adiabate Scherbänder aus, die aufgrund ihrer geringen Zähigkeit im Vergleich zum umliegenden Werkstoff als Rissentstehungsebenen fungieren [WALL07].

Ihre Entstehung wurde durch das heterogene Gefüge aus Phasen mit unterschiedlicher Gitterstruktur und chemischer Zusammensetzung sowie die geringere Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zu den anderen Versuchswerkstoffen begünstigt [WALL07, NOBE16a]. Aufgrund der zunehmenden thermischen Entfestigung nahm die Spandickenstauchung bei allen Versuchswerkstoffen mit steigender Schnittgeschwindigkeit ab. Die in Spanwurzeluntersuchungen unter den gleichen Schnittbedingungen ermittelten Scherwinkel lagen bei $\Phi = 23^\circ$ beim Drehen von CuZn38As, $\Phi = 33^\circ$ bei der Bearbeitung von CuZn42 und $\Phi = 41^\circ$ bei der Zerspaltung von CuZn21Si3P [NOBE16a].

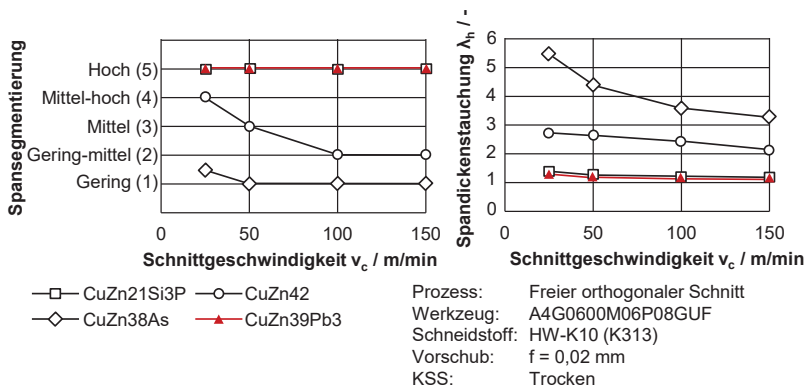


Abbildung 2.5: Spansegmentierung und Spandickenstauchung von CuZn21Si3P, CuZn38As, CuZn42 und CuZn39Pb3 im freien orthogonalen Schnitt [NOBE16a]

Chip segmentation and chip compression in orthogonal cutting of CuZn21Si3P, CuZn38As, CuZn42 and CuZn39Pb3 [NOBE16a]

In weiterführenden Untersuchungen zur Reibung wurden die Normal- und Reibspannung sowie der Reibkoeffizient unter zerspanungsähnlichen Kontaktbedingungen hinsichtlich der Relativgeschwindigkeit und der Normalkraft ermittelt. Bei Verwendung von unbeschichtetem Hartmetall als Reibpartner für die Versuchswerkstoffe CuZn38As, CuZn42 und CuZn21Si3P wurden bei den Werkstoffen CuZn38As ($0,57 \leq \mu \leq 0,62$) und CuZn42 ($0,36 \leq \mu \leq 0,6$) wesentlich höhere Reibkoeffizienten als bei CuZn21Si3P ($0,19 \leq \mu \leq 0,23$) und CuZn39Pb3 ($0,15 \leq \mu \leq 0,17$) ermittelt. Aufgrund von thermischer Entfestigung nahmen die Reibkoeffizienten dabei mit zunehmender Relativgeschwindigkeit ab [NOBE16a].

Verschleißuntersuchungen beim Außenlängsdrehen von CuZn21Si3P mit $v_c = 400$ m/min zeigten, dass unbeschichtete Hartmetallwerkzeuge primär durch Diffusion des Cobalt-Binders in die Späne verschlissen. Durch den Verlust des Binders wurden WC-Körner aus dem Hartmetall gelöst und so die Schneide geschädigt. Beschichtungen mit Diamond-like-Carbon (DLC) oder (Ti,V,Zr,Nb,Hf,Ta)N bildeten während der Zerspaltung amorphe Schichten, die als Diffusionsbarriere diesen Verschleißmechanismus verhinderten [BUSH17].

AYTEKIN untersuchte das Drehen und Bohren der trinkwassergeeigneten Legierungen CuZn38As und einer mit keramischen Nanopartikeln legierten Variante davon mit der Handelsbezeichnung AquaNordic im Vergleich zu der bleihaltigen Legierung CuZn35Pb1,5AlAs [AYTE18]. Bei Zerspanung der bleifreien Legierungen wurden höhere Zerspankraftkomponenten gemessen als bei der Bearbeitung von CuZn35Pb1,5AlAs. Hinsichtlich der Zerspankraftkomponenten gab es keine signifikanten Unterschiede zwischen den CuZn38As-Werkstoffen mit und ohne keramische Nanopartikel. Durch den Zusatz der Nanopartikel wurden beim Drehen jedoch kürzere Spanformen erzeugt. Beim Bohren mit Werkzeugdurchmesser $d = 12$ mm wurde durch Erhöhen des Spanwinkels von $\gamma = 0^\circ$ auf $\gamma = 20^\circ$ das Schnittmoment halbiert und die Vibration des Werkzeugs reduziert.

Beim Stirnplanfräsen von mehreren Kupferbasiswerkstoffen, darunter CuZn37, untersuchte GREIF den Einfluss der Werkzeuggeometrie, des Schneidstoffs und der Schnittparameter auf die Zerspankraftkomponenten, den Werkzeugverschleiß, die Spanbildung und die Oberflächenrauheit und -randzone [SCHU86, SCHU89, GREI90]. Das Ziel lag dabei primär in der Steigerung der Produktivität und Oberflächenqualität durch Anwendung von Schnittgeschwindigkeiten zwischen $v_c = 1500$ m/min und $v_c = 5500$ m/min im Rahmen einer Hochgeschwindigkeitsbearbeitung. Gegenüber der damals konventionellen Bearbeitung konnte die Schnittgeschwindigkeit um einen Faktor 5 bis 20 gesteigert werden. Bei hohen Schnittgeschwindigkeiten waren die Spanstauchung und die Zerspankraft geringer. Beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von den zähen bleifreien Kupferwerkstoffen CuZn37 und Cu-DHP wurde eine Erhöhung des Freiwinkels auf $\alpha \geq 8^\circ$ und die Verwendung von schleifscharfen Schneidkanten ($r_\beta = 15 - 20 \mu\text{m}$) empfohlen [GREI90].

ADINAMIS ET AL. suchten bei der Zerspanung von CuZn37 und CuZn25Si2MnNiP (ASTM C6940) eine Grenzschnittgeschwindigkeit, oberhalb derer der Verschleißfortschritt beschleunigt wird. Eine solche Grenzschnittgeschwindigkeit konnte jedoch im untersuchten Parameterbereich weder beim Drehen (122 m/min $< v_c < 914$ m/min) noch beim Bohren (152 m/min $< v_c < 610$ m/min) ermittelt werden. Es wurde in keinem der Versuche ein Standzeitende nach einer Schnittzeit von maximal $t_c = 300$ min erreicht. Sowohl beim Drehen als auch beim Bohren fiel die spezifische Schnittleistung mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit ab. Die Autoren empfahlen deshalb, möglichst hohe Schnittgeschwindigkeiten zur Steigerung der Produktivität anzuwenden. [ADIN19]

Beim Planbohren des Werkstoffs CuZn38As untersuchten ZOGHIPUR ET AL. Die Werkstückrandzone. Durch Einsatz eines positiven axialen Spanwinkels $\gamma = 6^\circ$ wurde eine geringere Verformung der Randzone als mit $\gamma = 0^\circ$ erzielt. Dies wurde auf reduzierte Kaltverfestigung durch plastische Deformation in der Scherzone zurückgeführt. Auch durch den Einsatz scharfer Schneidkanten und geringer Vorschübe wurde die Mikrohärtigkeit an der Bauteiloberfläche reduziert [ZOGH20].

Beim Mikrobohren ($d = 0,2 \text{ mm}$) von CuZn21Si3P ist der Spanabtransport ausschlaggebend für die Werkzeugstandzeit, da häufig Spanklemmer auftreten [KATO14]. Eine Steigerung der Standzeit durch Vermeidung von Spanklemmern konnte durch den Einsatz von Werkzeugen mit einem Drallwinkel von $\epsilon = 15^\circ$ erreicht werden. Der Einsatz einer schmalen Querschneide reduzierte die Vorschubkraft. Eine weitere Möglichkeit zur Verbesserung der Spanform insbesondere bei tiefen Bohrungen ($l / d = 10$) stellte der Einsatz von Kerben in den Schneidkanten dar.

UHLMANN ET AL. führten Untersuchungen zum Mikrofräsen von Cu-ETP, CuZn21Si3P, CuZn30, CuZn39Pb3 und CuZn42 durch. Mit zweischneidigen Hartmetallfräsern mit $d = 1 \text{ mm}$ Durchmesser wurde bei der Zerspanung von CuZn21Si3P eine wesentlich geringere Oberflächenrauheit und eine niedrigere Aktivkraft als beim Mikrofräsen von CuZn30 und CuZn42 erzielt. Der Einfluss der Schneidkantenpräparation wurde mit sechs Kombinationen aus Werkzeuggeometrie und Schneidkantenpräparation untersucht. Mit zunehmendem Schneidkantenradius r_β nahmen die Aktivkraft, die Oberflächenrauheit und die Grathöhe zu. Die Autoren führten dies auf den zunehmenden Einfluss von Quetscheffekten zurück. Bei Werkzeugen mit einer Fase an der Schneidenecke wurde festgestellt, dass das Aufwerfen von Werkstoff an der Fase zu einer erhöhten Oberflächenrauheit und einer wellenförmigen Struktur am Nutgrund führte. Ein Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Aktivkraft wurde nicht festgestellt. [UHLM18, UHLM19]

2.2.4 Zwischenfazit

Interim conclusion

Im Vergleich ist die Zerspanbarkeit von binären Messingen ohne weitere Legierungselemente wesentlich ungünstiger als von bleihaltigen Legierungen. Hauptgründe dafür sind die Neigung zur Bildung längerer Späne, die deutlich erhöhten Zerspankraftkomponenten und die teils reduzierte Bauteilqualität. Die Zerspanbarkeit von bleifreien Messingwerkstoffen wurde zumeist beim Drehen oder Bohren untersucht und entsprechende Optimierungsansätze für diese Prozesse entwickelt.

Das Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen ist bisher nicht systematisch untersucht worden. Aufgrund der vom Drehen und Bohren abweichenden Kinematik wird erwartet, dass die zerspantechnologischen Herausforderungen sich insbesondere von denjenigen bei der Drehbearbeitung unterscheiden werden. Die Übertragbarkeit existierender Optimierungsansätze auf das Tauchfräsen ist ebenfalls nicht systematisch untersucht worden. Dies ist ein erforderlicher Schritt, um die umfassende industrielle Anwendung bleifreier Messingwerkstoffe zu ermöglichen.

2.3 Grundlagen des Tauchfräsens

Basics of plunge milling

Das Tauchfräsen ist als Zerspanprozess mit axialer Vorschubbewegung für die Fertigung von tiefen Kavitäten etabliert [KLOC18, S. 384]. Mit einem rotierenden Schaftwerkzeug wird eine rein axiale Vorschubbewegung vollführt, die radial zu vorhergehenden Bohr- oder Tauchfräsoperationen versetzt ist. So entsteht eine sichelförmige axiale Spanungsfläche. Unter geeigneten Prozessbedingungen wird die Zerspankraft primär axial in das Werkzeug eingeleitet. So können lang auskragende Werkzeuge mit geringer Biegebelastung eingesetzt werden, um tiefe Kavitäten zu fertigen [KLOC04]. Da in der Praxis die Kräfteinleitung nicht immer axial erfolgt (vgl. Kapitel 2.3.2), besteht weiterhin Forschungsbedarf zur Reduktion radialer Kraftkomponenten beim Tauchfräsen.

In der kupferverarbeitenden Industrie wird das Tauchfräsen für die Herstellung von elektrotechnischen Verbindungselementen wie beispielsweise den geschraubten Reihenklemmen oder teilweise den moderneren Federkraftklemmen benötigt (Abbildung 2.6). Ausgehend von einem Profildrahtabschnitt wird zur Fertigung der rechteckigen Räumkontur zunächst gebohrt und die so geöffnete Kavität durch einen oder mehrere Tauchfrässchnitte erweitert. Das Aspektverhältnis der Kavitäten reicht dabei bis zu $l/d = 8$. Beim abschließenden Räumen fungiert die tauchgefräste Kavität als Führung für die filigranen Räumwerkzeuge. Für die Endkontur werden typischerweise Form- und Lageabweichungen im Bereich von $10\ \mu\text{m}$ bis $50\ \mu\text{m}$ gefordert. Im Folgenden werden die für diesen Anwendungsfall relevanten Prozessgrößen sowie Ansätze zur Prozessauslegung und Modellierung der Zerspankraftkomponenten vorgestellt.

Eine umfassende Analyse der Kinematik des Tauchfräsens und deren Einfluss auf die Zerspankraftkomponenten wurde von WITTY durchgeführt [WITT12, WITT14]. Diese ist die Grundlage der nachfolgenden Übersicht über die Grundlagen des Tauchfräsens.

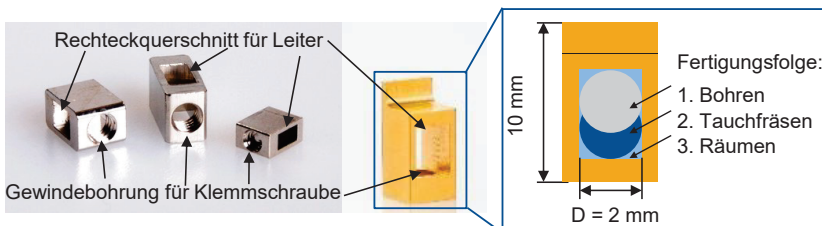


Abbildung 2.6: Elektrotechnische Klemmen aus Messing und deren Fertigungsfolge [BROK18, REBM18]

Electrotechnical terminals made from brass and their manufacturing sequence [BROK18, REBM18]

2.3.1 Kinematik und Prozesskräfte beim Tauchfräsen

Kinematics and process forces in plunge milling

Die radiale Zustellbewegung zwischen zwei Schnitten wird als Sprungvorschub oder im Englischen als Pitch p bezeichnet. Da der Begriff Pitch auch in der deutschsprachigen Literatur etabliert ist, wird dieser im weiteren Verlauf dieser Arbeit verwendet. Anhand der Richtung des Pitches wird zwischen dem konventionellen und dem springenden Tauchfräsen unterschieden (Abbildung 2.7): Beim konventionellen Tauchfräsen ist der Pitch stets in der gleichen Richtung orientiert, während beim springenden Tauchfräsen die Werkzeugmittelpunkte von Schnitt zu Schnitt zwischen zwei oder mehreren Führungsbahnen abwechseln. Beim klassischen Tauchfräsen liegen die Umschlingungswinkel Φ_c bei der Fertigung von Vollnuten stets oberhalb von $\Phi_c = 180^\circ$. Springende Tauchfräsprozesse werden so ausgelegt, dass der Umschlingungswinkel $\Phi_c < 180^\circ$ beträgt, um die Spanlänge zu reduzieren. Dadurch stiegen unter den von WITTY angewandten Bedingungen die Standvolumina in Vergleich zum Ausgangsprozess [WITT12, WITT14].

Bei der industriellen Fertigung von elektrischen Kontaktelementen werden zumeist Rundtaktautomaten verwendet (vgl. Kapitel 1), die an jeder Station keine verfahrbaren Achsen senkrecht zur Vorschubrichtung haben. Dadurch ist das springende Tauchfräsen nicht anwendbar. In dieser Arbeit wird deshalb ausschließlich das konventionelle Tauchfräsen betrachtet.

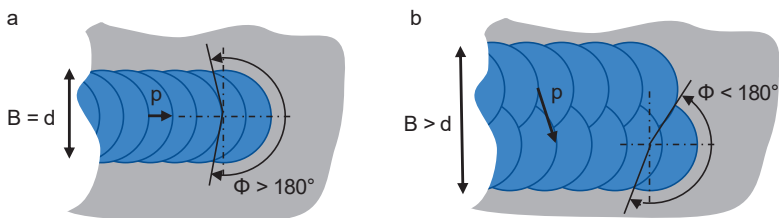


Abbildung 2.7: Kinematik und Umschlingungswinkel Φ beim konventionellen (a) und springenden (b) Tauchfräsen [KLOC18, S. 386]

Kinematics and wrap angle Φ in conventional (a) and jumping plunge milling (b) [KLOC18, S. 386]

Der radiale Abstand zwischen zwei aufeinanderfolgenden Vorschubbewegungen mit parallelen Achsen wird als Pitch p bezeichnet. Der maximale Arbeitseingriff $a_{sp,max}$ entspricht im konventionellen Tauchfräsen dem Pitch p (Abbildung 2.8). Die Spanungsdicke ist beim Tauchfräsen über die Eingriffslänge der Werkzeugschneiden konstant, da diese in Richtung des konstanten Vorschubs orientiert ist. Daher sind die Begriffe Gleich- oder Gegenlaufräsen beim Tauchfräsen uneindeutig, werden aber in seltenen Fällen in der Literatur zur Beschreibung der Spanungsbreitenmodulation verwendet [WAKA02]. Der Arbeitseingriff $a_{sp}(\varphi)$, bzw. die Spanungsbreite verläuft über die Werkzeugumdrehung ähnlich wie die Spanungsdicke beim konventionellen Vollnutenfräsen. Aus der Überlagerung des Pitch in Analogie zu einem radialen Vorschub beim

Umfangsfräsen und der rotatorischen Schnittbewegung gilt für die Spannungsbreite in Abhängigkeit vom Drehwinkel φ nach MARTELOTTI bzw. WITTY [MART41, WITT14]:

$$a_{sp}(\varphi) = \frac{d}{2} + p \cdot \sin \varphi - \sqrt{\frac{d^2}{4} - (p \cdot \cos \varphi)^2} \quad (2.1)$$

Axiale Spanungsfläche wird in dieser Arbeit die sichelförmige Fläche genannt, die durch die drehwinkelabhängige Spannungsbreite aufgespannt wird. Analog dazu kann der Spanungsquerschnitt als radiale Spanungsfläche bezeichnet werden. Der Schnittweg ist ebenfalls vom Werkzeugdurchmesser und Pitch abhängig (Abbildung 2.8). Für den Schnittweg l_c gilt [WITT12]:

$$l_c = \frac{\pi \cdot d}{360^\circ} \cdot \Phi_c \quad (2.2)$$

Der Umschlingungswinkel Φ_c wird beim konventionellen Tauchfräsen durch das Verhältnis von Pitch und Werkzeugdurchmesser bestimmt (Abbildung 2.8). Nach WITTY ET. AL. gilt [WITT12]:

$$\Phi_c = \Phi_a + 2 \varphi_{sc} = 180^\circ + 2 \sin^{-1} \left(\frac{p}{d} \right) \quad (2.3)$$

Dabei bezeichnet φ_{sc} den halben Anteil des Umschlingungswinkels, um den er an jeder Seite des Eingriffs über den Vollnutenschnitt des konventionellen Fräsens mit $\Phi_a = 180^\circ$ hinausgeht.

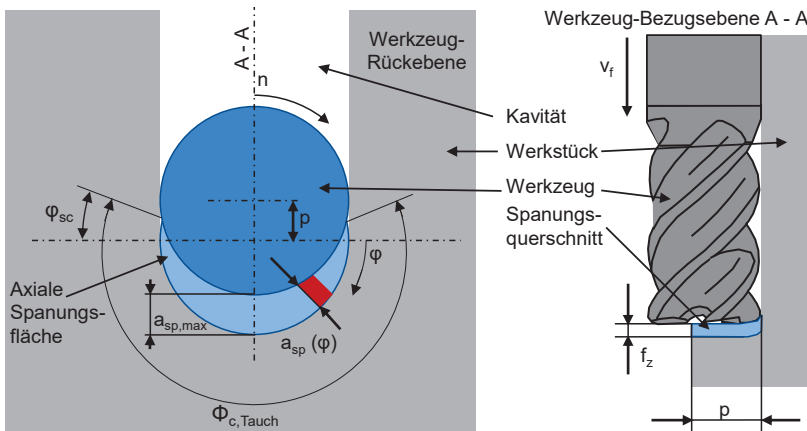


Abbildung 2.8: Kinematik und Begriffsdefinition beim Tauchfräsen [WITT14]
Kinematics and core terms in plunge milling [WITT14]

In Analogie zum Bohren werden die Zerspankraftkomponenten nach DIN 6854 auf das Tauchfräsen übertragen [DIN82]. Die Schnittkraft F_c und die Schnittnormalkraft F_{cN} spannen die Arbeitsebene auf (Abbildung 2.9). Die Aktivkraft F_a ist die Resultierende dieser beiden Kraftkomponenten und liegt ebenfalls in der Arbeitsebene. Die Passivkraft F_p ist senkrecht dazu orientiert. [DIN82, DIN85]

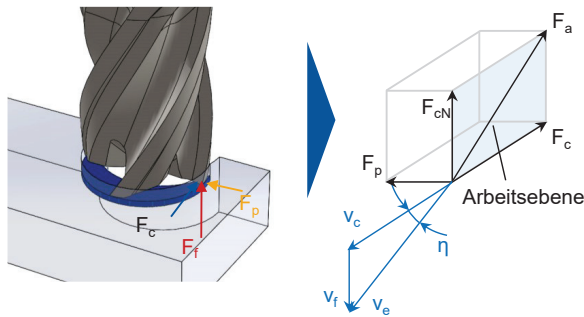


Abbildung 2.9: Zerspankraftkomponenten beim Tauchfräsen [WITT14]
Cutting force components in plunge milling [WITT14]

2.3.2 Werkzeug- und Prozessauslegung

Tool and process design

Das Tauchfräsen wird zumeist als Schruppprozess eingesetzt. Vorrangige Ziele der Werkzeug- und Prozessauslegung sind daher in wissenschaftlichen Arbeiten eine hohe Produktivität, ein hohes Standvolumen und eine geringe mechanische Werkzeugbelastung [RAUC07a, RAUC11, WITT14]. Aus der Prozesskinematik des TauchfräSENS entsteht entlang ebener Grenzflächen eine schuppige Oberflächenstruktur, die als Scallopstruktur bezeichnet wird und meist eine Nachbearbeitung erfordert. In den typischen Anwendungsfeldern des TauchfräSENS im Werkzeug- und Formenbau und in der Turbinenfertigung geschieht dies durch Fräsprozesse.

Das Tauchfräsen wird zumeist mit lang auskragenden Werkzeugen ausgeführt, die ein Verhältnis von Länge zu Durchmesser (l/d) im Bereich $l/d \geq 5$ aufweisen. Zur Reduktion von geometrischen Abweichungen der gefräSTEN Kavität aufgrund von Werkzeugdurchbiegung ist daher ein möglichst hoher axial eingeleiteter Anteil der Zerspankraft ein zentrales Auslegungskriterium [RAUC07b, WITT12, WITT14]. Während einzelne Untersuchungen höhere oder nahezu gleiche axiale als radiale Kraftkomponenten ermittelten [ALT106, KO07, ZHUA13, KO14] beschreibt die Mehrzahl der wissenschaftlichen Untersuchungen höhere radiale als axiale Kraftkomponenten [LI00, RAUC07a, RAUC07b, AL-A08, REN09, WITT12, WITT14, LIAN15, RAFA15, DANI16, ZHUA18]. Dies widerspricht der Annahme, dass die Krafteinleitungsrichtung überwiegend axial ist. Mögliche Ursachen dafür sind ungünstiger Spanabtransport sowie ungewollte Eingriffe der Umfangsschneiden. Die Optimierung der Krafteinleitungsrichtung bzw. die Reduktion radialer Zerspankraftkomponenten muss demzufolge ein zentrales Ziel der Werkzeug- und Prozessauslegung sein.

RAUCH führte einen Vergleich verschiedener Bearbeitungsstrategien für das Fräsen senkrechter Taschen unter Berücksichtigung der Achsdynamik der Werkzeugmaschine durch [RAUC07b, RAUC11]. Mit zweischneidigen Werkzeugen mit einem Durchmesser von $d = 32$ mm und einem Einstellwinkel von $\kappa_r = 87^\circ$ wurden die Kraftkomponenten beim Tauchfräsen eines nicht näher spezifizierten Aluminiumwerkstoffs

analysiert. Dabei traten Kraftkomponenten radial zum Werkzeug auf, die etwa das 1,3 bis 1,8-fache der axialen Kraftkomponente betragen [RAUC07b].

WITTY führte eine Werkzeug- und Prozessauslegung für das springende Tauchfräsen als Vorbearbeitungsprozess für die Bliskfertigung durch. Für eine Sensitivitätsanalyse wurden mit Wendschneidplatten bestückte Werkzeuge mit einem Durchmesser von $d = 12$ mm und eine Auskraglänge von $l_k = 63$ mm genutzt. Als Spanbildungsmechanismus beim Tauchfräsen des vollständig martensitischen korrosionsbeständigen Vergütungsstahls X3CrNiMo13-4 wurde die Lamellenspanbildung identifiziert. An den Rändern der Späne entstanden Ausfransungen, die aufgrund von Quetschvorgängen (Ploughing-Effekt) am Übergang des Eckenradius zu den Umfangsschneiden entstanden. Mit größer werdenden Eckenradien r_e traten größere Fransen auf. [WITT12, WITT14]

Die radial am Werkzeug angreifenden Kraftkomponenten bewirkten in Passiv- und Schnittrichtung eine Auslenkung des Werkzeugs. Aufgrund elastischer Rückfederung waren die Umfangsschneiden des Werkzeugs während des Rückhubs an der Wand des Werkstücks im Eingriff. Sie erzeugten dort eine charakteristische Oberflächenstruktur, die als Scallopstruktur bezeichnet wurde. Während des Rückhubs traten deshalb Schnittkräfte F_c in ähnlicher Höhe wie während der Tauchphase auf. [WITT14, S. 49]

Auslegung der Prozessparameter

Mit zunehmendem Vorschub steigen alle bezogenen Zerspankraftkomponenten nahezu linear an [DAMI10, WITT12, WITT14, DANI16]. Deshalb ist eine Änderung des Vorschubs nur bedingt dazu geeignet, ein vorteilhaftes Verhältnis von radial und axial am Werkzeug angreifender Zerspankraft herzustellen. Für diese Relation ist insbesondere das Verhältnis des Vorschubs f zum Pitch p ausschlaggebend [WITT14]. Die Auslegung des Pitches hat eine maßgebliche Bedeutung für Betrag und Orientierung der Zerspankraftkomponenten sowie für den Werkzeugverschleiß [DAMI10, WITT12, WITT14, RAFA15, DANI16, ZHUA18].

Bei kleinen Pitches p steigen die Passivkraft F_p und Schnittnormalkraft F_{cN} überproportional an [WITT14]. Beim konventionellen Tauchfräsen bewirkt eine Erhöhung des Pitches aufgrund des größeren Umschlingungswinkels Φ_c eine Verlängerung der Spanungslänge l_{cu} . Bei durch WITTY gewählten Schnittbedingungen wurde ein sprunghafter Abfall des Standvolumens bei Spanungslängen $l_{cu} > 18$ mm festgestellt. Dies wurde auf die höhere thermische Werkzeugbelastung bei längeren Spanungslängen in Kombination mit der zyklischen mechanischen Werkzeugbelastung zurückgeführt. Durch Anwendung des springenden Tauchfräsens wird der Umschlingungswinkel reduziert und somit dieser negative Einfluss verhindert. [WITT14]

Die Prozessstabilität bewertete WITTY anhand der Verhältnisse der Schnittkraft F_c und der Passivkraft F_p zur Schnittnormalkraft F_{cN} mit einschneidigen Werkzeugen. Diese Kraftverhältnisse bestimmten die Richtung der resultierenden Zerspankraft, die letztendlich die Abdrängung der Werkzeugspitze verursachte. Das Verhältnis F_{cN}/F_p

erreichte sein Maximum bei dem kleinsten untersuchten Eckenradius $r_\epsilon = 0,4$ mm und dem größten untersuchten Pitch $p = 3,5$ mm (Abbildung 2.10). Dabei stieg das Verhältnis F_{cN}/F_p bei kleiner werdenden Eckenradien deutlich stärker an als das Verhältnis F_{cN}/F_c (Abbildung 2.10 a). Der Pitch hatte den größten Einfluss auf F_{cN}/F_p und ging nahezu linear darin ein. [WITT14]

Das Verhältnis F_{cN}/F_c war wesentlich kleiner als F_{cN}/F_p und im betrachteten Bereich von Pitch und Vorschub nahezu konstant. Im Sonderfall von Pitches p , die kleiner als der Eckenradius r_ϵ waren, fiel das Verhältnis auf minimal $F_{cN}/F_c \approx 0,4$ ab. Dieser Effekt war bei Werkzeugen mit $z = 3$ statt $z = 1$ Schneiden wesentlich stärker ausgeprägt und wurde auf den dominanten Einfluss der Schneidenecke für Eingriffsbedingungen mit $p < r_\epsilon$ zurückgeführt. [WITT14]

Mit zunehmendem Vorschub stieg die Produktivität und die auf das zerspannte Volumen bezogene Schneidenbelastung sank. Die Schnittnormalkraft F_{cN} stieg dabei weniger stark an als die Schnittkraft F_c , sodass ein maximales Verhältnis von F_{cN}/F_c beim kleinsten untersuchten Vorschub $f_z = 0,01$ mm erzielt wurde. [WITT14]

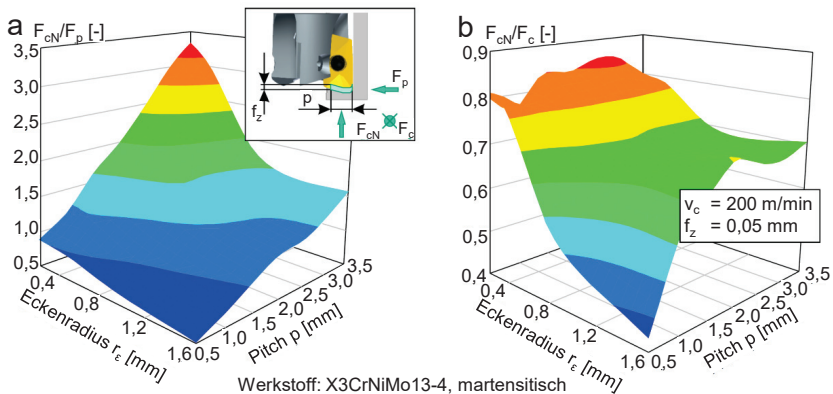


Abbildung 2.10: Verhältnis der Schnittnormalkraft F_{cN} zur Passivkraft F_p (a) und Schnittkraft F_c (b) [WITT14]

Relationship between normal force F_{cN} and passive force F_p (a) and cutting force F_c (b) [WITT14]

Insgesamt hatte der Pitch den größten Einfluss auf die axialen Kraftkomponenten und der Eckenradius beeinflusste im Wesentlichen die Passivkraft. WITTY empfiehlt basierend auf diesen Stabilitätsbetrachtungen die Auslegung von Tauchfräsprozessen mit hohem Pitch p und geringem Zahnvorschub f_z [WITT14]. Er widerspricht damit anderen Quellen, die aufgrund der günstigeren spezifischen Zerspankraftkomponenten höhere Zahnvorschübe f_z und geringere Pitches p empfehlen [RAUC07b, REN09, DAMI10]. Eine weitere Arbeit empfiehlt aufbauend auf Verschleißuntersuchungen beim Tauchfräsen des rostfreien Stahls 1.4462 die Verwendung von Pitches $p < r_\epsilon$ [HUAN20].

Die Wahl der Schnittgeschwindigkeit v_c hat im Vergleich zu Vorschub und Pitch einen wesentlich geringeren Einfluss auf die Zerspankraftkomponenten beim Tauchfräsen [DAMI10, DANI16]. Zur Produktivitätssteigerung ist daher eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit gegenüber der Erhöhung von Pitch oder Vorschub zu bevorzugen. Aufgrund von Unterschieden in Spanbildung und Reibverhältnissen muss die Schnittgeschwindigkeit v_c darüber hinaus in Abhängigkeit vom Werkstoff gewählt werden.

Werkzeugauslegung für das Tauchfräsen

Da beim Tauchfräsen, im Gegensatz zu Umfangsfräsprozessen, die Spannungsbreite über dem Schneideneingriff moduliert und die Spannungsdicke konstant ist, ist die Schneidenecke zu jeder Ein- und Austrittsphase im Eingriff. Der Bereich der Schneidenecke ist daher für die Werkzeugauslegung bedeutsam [WITT14, HUAN20]. Im Allgemeinen erhält man durch die Verwendung größerer Eckenradien r_ϵ bessere Oberflächengüten. Dies geht jedoch mit der Erzeugung höherer Passivkräfte einher [OXLE89, S. 176, KÖHL10, S. 72, KLOC18, S. 70].

Im Bereich des Eckenradius r_ϵ erhöht sich der lokale Einstellwinkel κ_r von der Stirn- zur Umfangsschneide kontinuierlich [WITT14]. Der Einstellwinkel κ_r bezeichnet den Winkel zwischen Vorschubrichtung und Hauptschneide in der Werkzeug-Bezugsebene P_r (Abbildung 2.11). Im Bereich des Eckenradius kommt es aufgrund der lokal geringeren Spannungsdicke zum Unterschreiten der Mindestspannungsdicke. Dadurch kommt es zu Quetschvorgängen, hohen Passivkräften und der Bildung von Fransen an den Spänen. Diese negativen Effekte werden durch möglichst kleine Eckenradien vermindert [HUAN20]. Durch eine Verkleinerung des Eckenradius von $r_\epsilon = 0,8$ mm auf $r_\epsilon = 0,2$ mm wurde beim Tauchfräsen eines Stahlwerkstoffs eine Reduktion der Passivkraft um etwa 40 % erzielt [WITT14]. Durch die Reduktion des Eckenradius steigt jedoch die lokale Schneidenbelastung an der Schneidenecke an. Daher kam es vermehrt zu Schneideckenausbrüchen bei kleinen Eckenradien [WITT14, HUAN20]. Bei der Auslegung des Eckenradius besteht also ein Zielkonflikt, der eine Abwägung zwischen einer möglichst geringen Passivkraft und einem niedrigen Werkzeugverschleiß erfordert. [WITT14]

Im Bereich des Übergangs zwischen Schneidenecke und Nebenschneide geht der lokale Einstellwinkel κ_r gegen null, bzw. kann für freigestellte Nebenschneiden auch negative Werte annehmen. Das sogenannte Freistellen der Nebenschneide durch Anwendung eines negativen Einstellwinkels verhindert ungewollte Eingriffe der Nebenschneide unter Biegebelastung des Werkzeugs und bezeichnet nicht den Freiwinkel α der Nebenschneide. Der Kreisbogenabschnitt des Eckenradius geht tangential in den geraden Bereich der Nebenschneide über. Abhängig vom Verhältnis von Zahnvorschub f_z zu Eckenradius r_ϵ ist das Werkzeug nur im Bereich der Schneidenecke ($f_z \leq r_\epsilon$) oder zusätzlich im Bereich der Nebenschneide ($f_z > r_\epsilon$) im Eingriff.

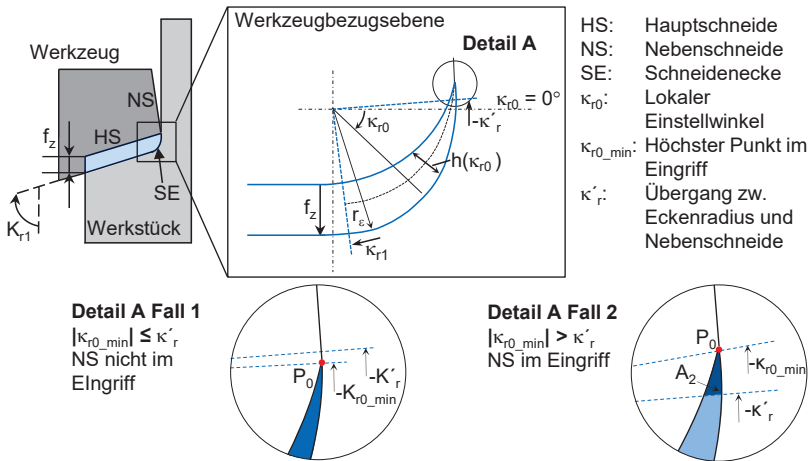


Abbildung 2.11: Detailansicht des Übergangsbereichs zwischen Schneidckenradius und Nebenschneide beim Tauchfräsen [WITT14, S. 77]
Detail view of the transition area between cutting corner radius and secondary cutting edge during plunge milling [WITT14, S. 77]

Der lokale Einstellwinkel entlang des Schneidckenradius wird mit κ_{r0} bezeichnet (Abbildung 2.11). Er beginnt an der höchsten an der Zerspanung teilnehmenden Schneidenposition, für die nach WITTY gilt [WITT14]:

$$\kappa_{r0_min} = -\sin^{-1}\left(\frac{f_z}{2r_{e0}}\right). \quad (2.4)$$

Der Kreisbogenabschnitt des Schneidckenradius geht in der Winkellage κ'_r tangential in die gerade Nebenschneide über. Die Fallunterscheidung, ob sich die Nebenschneide im Eingriff befindet, kann also mit den beiden Fällen aus Abbildung 2.11 durchgeführt werden. Die in diesem Bereich lokal entstehende Schnittnormalkraft bewirkt makroskopisch betrachtet eine Erhöhung der Passivkraft F_p , was die seitliche Abdrängung des Werkzeugs verstärkt [WITT14]. Die Schnittkraft F_c erreicht ein Minimum bei einem Einstellwinkel von $\kappa_r = 90^\circ$. Ein Maximum erreicht hier die Schnittnormalkraft bei gleichzeitig reduzierter Passivkraft [SPUR61, S. 81 ff., DEGN93, S. 52, KLOC18, S. 70].

Makroskopisch betrachtet wird an der Schneidenecke und Nebenschneide eine Passivkraft erzeugt, die das Werkzeug abdrängt. Um dem entgegenzuwirken, werden beim Tauchfräsen Werkzeuge mit Einstellwinkeln $\kappa_r > 90^\circ$ an der Hauptschneide eingesetzt. Dadurch entstehen Zerspankraftkomponenten, die der Passivkraft entgegen orientiert sind und sie teilweise kompensieren [WITT14, S. 100 ff.]. Diese werden außerdem durch den Neigungswinkel λ_s beeinflusst, der den Winkel zwischen Hauptschneide und Schnittrichtung in der Werkzeug-Schneidenebene bezeichnet. Während die Schnitt- und Schnittnormalkraft bei Variation des Neigungswinkels λ_s nahezu

unverändert bleiben [DESE70, WITT14, KLOC18, S. 70 f.], nimmt die Passivkraft pro Grad Erhöhung des Neigungswinkels um 5 - 10 % ab [DESE70, S. 71 ff.].

2.3.3 Prozessmodellierung beim Tauchfräsen

Process modelling in plunge milling

Zur Vorhersage der Zerspankraftkomponenten beim Tauchfräsen existieren verschiedene Ansätze. LI ET AL. übertrugen analytische Ansätze aus der Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen [KOEN61, TLUS75] auf die Kinematik des Tauchfräsens [LI00]. Die tangential am Werkzeug angreifende Schnittkraft F_c wird als Produkt des zeitvariablen Spanungsquerschnitts und einer konstanten spezifischen Schnittkraft beschrieben. Die Kraftkomponenten in radialer (F_{cN}) und axialer Richtung (F_z) werden als proportional dazu modelliert. Die Koeffizienten berücksichtigen die Werkzeuggeometrie und die Werkstoffeigenschaften. Aus den berechneten Kraftkomponenten wird eine resultierende Kraft durch Integration gebildet.

Ein weiterer Modellierungsansatz empfiehlt die Berechnung der Zerspankraftkomponenten im umlaufenden Koordinatensystem aufbauend auf dem zeitlich veränderlichen Spanungsquerschnitt [DAMI10]. Die Kraftkoeffizienten K_i folgen einer Exponentialfunktion, die nur von der lokalen Spannungsdicke h und den werkstoff- und prozessspezifischen Koeffizienten p und q abhängig ist:

$$\kappa_i \left(\frac{N}{mm^2} \right) = p h^{-q} . \quad (2.5)$$

Alternativ dazu ermöglichte eine empirische Modellierung ebenfalls eine grobe Prognose der Zerspankraftkomponenten. Sie wurden als Exponentialfunktionen in Abhängigkeit von den Schnittparametern Vorschub, radialer Zustellung und Schnittgeschwindigkeit modelliert. Das Modell wurde anschließend aufbauend auf Tauchfräsversuchen mit der Nickelbasislegierung Inconel 718 mit Fräswerkzeugen mit $d = 6$ mm Durchmesser kalibriert. Die Abweichung zwischen Prognose und Validierung betrug dabei in radialer Richtung maximal $\Delta F_{x,y} = 40$ % und in Vorschubrichtung etwa $\Delta F_z < 10$ % [ZHUA12].

Aufbauend auf analytischen Betrachtungen der Eingriffskinetik und Zerspanuntersuchungen im freien orthogonalen Schnitt entwickelte WITTY ein Gestaltungsmodell für die Werkzeug- und Prozessauslegung beim springenden Tauchfräsen [WITT12, WITT14]. Die Werkzeugkontaktbedingungen wurden detailliert hinsichtlich der Einflüsse von Pitch und Vorschub sowie der Werkzeuggeometrie (Einstellwinkel, Neigungswinkel, Eckenradius) analysiert. In Zerspanuntersuchungen wurden die Zerspankraftkomponenten im gebundenen schrägen Schnitt am Werkstoff X3CrNiMO13-4 analysiert und ein Prognosemodell entwickelt. Die Zerspankraftkomponenten im umlaufenden Koordinatensystem wurden in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie und den Schnittbedingungen mit einer erweiterten Form der Potenzfunktion nach Kienzle [KIEN52] parametrisiert. Aufbauend auf diesem Wissen wurde eine Werkzeugauslegung für das springende Tauchfräsen durchgeführt. [WITT14]

DANIS ET. AL. untersuchten die Randzonenbeeinflussung beim Tauchfräsen von Magnesiumwerkstoffen mit seltenen Erden aus der Gruppe der MgZrZnRE-Legierungen und entwickelten ein Modell zur Prognose der Schnitt- und Vorschubkraft im umlaufenden Koordinatensystem [DANI13, DANI14, DANI16, MONI17]. Schleifscharfe Werkzeuge mit einem Durchmesser von $d = 33$ mm und einem Spanwinkel von $\gamma = 23^\circ$ wurden für das Tauchfräsen der Werkstoffe MgNdGdZrZn („Elektron 21“) und MgNdYZrZn („MRI301F“) eingesetzt. Das Zerspankraftmodell bildet die Schnitt- und Vorschubkraft im umlaufenden Koordinatensystem ab und basiert auf dem Scherebenenmodell nach MERCHANT [MERC 45a, MERC 45b]. Im Eingriffsbereich des Eckenradius wurde der lokale Spanwinkel abhängig vom Vorschub berücksichtigt. So wurde eine Vorhersage der Schnitt- und Vorschubkraft mit Abweichungen von maximal $\Delta F_z = 20$ % ermöglicht [DANI16].

In einer detaillierten Analyse der Eingriffsbedingungen entwickelten ZHUANG ET. AL. ein Modell zur Prognose der Zerspankraftkomponenten beim Tauchfräsen in Abhängigkeit des Eingriffswinkels [ZHUA18]. Dabei wurde die Spannungsdicke und -breite für jeden Iterationsschritt unter Berücksichtigung der zu diesem Zeitpunkt geltenden radialen Werkzeugabdrängung ermittelt. Die Kraftmodellierung erfolgte anhand einer FE-Simulation aufbauend auf dem Werkstoffmodell nach JOHNSON und COOK mit Anwendung im schrägen Schnitt. Das Modell wurde anhand von Tauchfräsuntersuchungen mit dem Werkstoff TiAl6V4 validiert und ermöglichte für die untersuchten Anwendungsfälle mit einem Werkzeugdurchmesser von $d = 3$ mm eine genaue Prognose der Zerspankraftkomponenten.

Das Tauchfräsen ist aufgrund der hohen l/d -Verhältnisse und der daraus resultierenden geringen radialen Steifigkeit der Werkzeuge anfällig für regeneratives Rattern. Neben den Zerspankraftkomponenten existieren auch Untersuchungen zur Stabilitätsbetrachtung beim Tauchfräsen. Andere Modellierungsansätze betrachteten daher zusätzlich den dynamischen Aspekt des Systems aus Maschine, Werkzeug und Werkstück sowohl im Zeit- [KO07] als auch im Frequenzbereich [ALT106]. Für die Modellierung von Zerspankraftkomponenten beim Tauchfräsen existieren unterschiedliche Komplexität. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird ein existierender Modellierungsansatz ausgewählt und dem Bedarf angepasst erweitert.

2.3.4 Zwischenfazit

Interim conclusion

Das Tauchfräsen ist industriell etabliert für Anwendungen des Werkzeug- und Formenbaus sowie für die Luftfahrt. Systematische Untersuchungen zur Fertigung von kleinen Bauteilen oder zum Tauchfräsen von Kupferwerkstoffen existieren aktuell nicht. Aufgrund der axialen Vorschubbewegung wird beim Tauchfräsen davon ausgegangen, dass die Zerspankraft zu einem hohen Anteil axial in das Werkzeug eingeleitet wird und deshalb eine niedrige Biegebelastung entsteht. In Abhängigkeit von den Prozessrandbedingungen können die Werkzeuge jedoch auch radial hoch belastet werden. Für den hier untersuchten Anwendungsfall des Tauchfräsens kleiner Bauteile aus

Messingwerkstoffen ist daher eine systematische Untersuchung und Auslegung des Prozesses erforderlich.

2.4 Fazit und Ableitung des Forschungsbedarfs

Conclusion and deduction of the need for research

Durch einen Bleianteil von $m_{Pb} = 1 - 4 \%$ in Form fein dispergierter Ausscheidungen weisen die aktuell am Markt verfügbaren bleihaltigen Messingwerkstoffe eine exzellente Zerspanbarkeit auf. Diese Werkstoffe werden aufgrund ihrer hohen elektrischen Leitfähigkeit, Korrosionsbeständigkeit und der guten Zerspanbarkeit häufig für die Massenfertigung von elektrischen Kontaktbauteilen verwendet. Aufgrund der umwelt- und gesundheitsschädlichen Wirkung des Schwermetalls Blei existieren weltweit Gesetzesvorhaben, die zukünftig die zulässigen Bleigehalte in Messingwerkstoffen anwendungsbezogen auf zumeist $m_{Pb} < 0,1 \%$ begrenzen.

Daher werden in der Elektroindustrie zukünftig binäre Messingwerkstoffe wie CuZn42, CuZn40 und CuZn37 eingesetzt. Die Zerspanbarkeit dieser Werkstoffe ist wesentlich ungünstiger im Vergleich zu bleihaltigen Automatenmessingen. Gründe dafür sind die Bildung langer Späne, höhere Zerspankraftkomponenten, erhöhter Werkzeugverschleiß sowie teilweise reduzierte Bauteilqualität. Für die Sanitärindustrie oder elektrotechnische Anwendungen mit geringer Stromdichte sind auch Si-haltige Sondermessing wie CuZn21Si3P relevant, deren etwa 20 % höherer Preis durch kürzere Spanformen beim Drehen gerechtfertigt wird. Industrielle Anwender sind aufgrund der zukünftigen Umstellung auf bleifreie Messingwerkstoffe gezwungen, sämtliche Zerspanprozesse neu auszulegen. In bisherigen Untersuchungen wurden Lösungsansätze für das Drehen, das Bohren und das Hochgeschwindigkeitsplanfräsen entwickelt.

Eine Vielzahl von elektrotechnischen Kontaktbauteilen weisen rechteckige Querschnitte auf, die zum Klemmen von elektrischen Leitern verwendet werden. Bei der Massenfertigung dieser Bauteile wird das Tauchfräsen als Schruppprozess eingesetzt. Dabei ist das Einhalten der Lagetoleranz der tauchgefrästen Kavität die größte Herausforderung, da die Kavität als Führung für das lang auskragende Räumwerkzeug bei der abschließenden Endbearbeitung fungiert. Da mit den aus der Bearbeitung von bleihaltigen Messingen bekannten Prozessen keine ausreichende Qualität und Produktivität erreicht wird, ist eine systematische Untersuchung der prozesstechnologischen Ursachen erforderlich. Die Adaption der Werkzeuggeometrie und der Prozessbedingungen an die Zerspanbarkeit von bleifreien Messingwerkstoffen ist dabei die zentrale Herausforderung.

Eine Forschungslücke existiert hinsichtlich des Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen. Arbeiten zur Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen beschränken sich auf das Drehen, Bohren, Gewinden oder das Hochgeschwindigkeitsfräsen mit Schnittgeschwindigkeiten oberhalb von $v_c = 1000 \text{ m/min}$. Wissenschaftliche Untersuchungen zum Tauchfräsen beschränken sich meist auf Anwendungen aus dem Werkzeug-, Formen-, und Turbinenbau mit Werkzeugdurchmessern $d \geq 10 \text{ mm}$. Die

Ergebnisse sind daher sowohl hinsichtlich der untersuchten Werkstoffe als auch der Größenskala des Zerspanprozesses nur eingeschränkt auf das Tauchfräsen von bleifreien Kupferwerkstoffen in der Elektroindustrie übertragbar. Eine systematische Identifikation der zerspantechnologischen Herausforderungen ist daher erforderlich.

Der in dieser Arbeit untersuchte Prozess ist mit Werkzeugdurchmessern von $d = 2 \text{ mm}$ im Übergangsbereich zur Mikrobearbeitung einzuordnen. Es ist daher denkbar, dass der Spanabtransport erschwert wird und die Steifigkeit der einsetzbaren Werkzeuge geringer ist als beim Tauchfräsen in größeren Kavitäten. Eine weitere Wissenslücke besteht bezüglich der Ursache-Wirkzusammenhänge zwischen den Prozesseinstellgrößen, den Werkstoffeigenschaften und der Zerspanbarkeit beim Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen. Dieses Wissen ist als Grundlage für die Prozessoptimierung erforderlich. Darüber hinaus existiert aktuell kein Ansatz zur wissensbasierten Werkzeug- und Prozessauslegung für einen solchen Tauchfräsprozess. Dies motiviert den Forschungs- und Entwicklungsprozess in dieser Arbeit.

3 Problemstellung, Zielsetzung und Vorgehensweise

Problem, objective and approach

Die heutzutage in der Massenfertigung verwendeten Automatenmessing enthalten Blei als Legierungselement zur Verbesserung der Zerspanbarkeit. Da Blei umwelt- und gesundheitsschädlich ist, wurden seit der Jahrtausendwende weltweit zahlreiche Gesetzesvorhaben erlassen, um die Verwendung von Blei in Kupferwerkstoffen drastisch zu reduzieren. Die meisten dieser Regelungen sind aktuell noch durch zeitlich befristete Ausnahmeregelungen außer Kraft gesetzt [MINI06, EURO18b] oder der relevante Beurteilungsprozess ist noch nicht abgeschlossen [EURO20]. Durch den Entfall des Legierungselements Blei in Automatenmessingen ($m_{Pb} < 0,2\%$) werden die Prozesssicherheit, die Produktivität und die Wirtschaftlichkeit bei der Zerspanung dieser Werkstoffe reduziert.

Das Drehen von bleifreien Messingen untersuchte NOBEL [NOBE16a]. Seine Untersuchungen zeigten, dass durch eine gezielte Werkzeug- und Prozessauslegung bei der Drehbearbeitung die Produktivität wesentlich gesteigert werden kann. Das Tauchfräsen unterscheidet sich hinsichtlich der Kinematik maßgeblich vom Drehen und hat insbesondere in der Elektro- und Elektronikindustrie bei der Massenfertigung von Kontaktbauteilen eine zentrale Bedeutung. Dort wird meist mit lang auskragenden Werkzeugen mit kleinen Durchmessern ($1 \text{ mm} \leq d \leq 5 \text{ mm}$) durch Tauchfräsen ein Kanal für eine anschließende Räumbearbeitung erzeugt. Erste Anwender aus der Industrie berichten von Werkzeugbrüchen aufgrund von unzureichendem Spanabtransport und einer seitlichen Abdrängung des Fräswerkzeugs, die die weitere Bearbeitung erschwert. In der Praxis ist daher die erzielbare Produktivität und Prozesssicherheit gering. Da bisher keine systematischen Zerspanuntersuchungen durchgeführt wurden, existiert eine Wissenslücke hinsichtlich der Ursache-Wirkzusammenhänge zwischen den Prozessstellgrößen, der Werkstoffzusammensetzung und den Bewertungskriterien Werkzeugabdrängung und Spanabtransport beim Tauchfräsen von bleifreien Kupferwerkstoffen. Diese sollte geschlossen werden, um nach der Umstellung auf bleifreie Kupferwerkstoffe eine gleichbleibende Produktivität und Qualität zu ermöglichen und so die Wettbewerbsfähigkeit der europäischen Elektroindustrie zu unterstützen.

Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es deshalb, eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung beim Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen unter Berücksichtigung der werkstoff- und prozessspezifischen Herausforderungen durchzuführen. Neben dem Einfluss der Werkstoffeigenschaften, der Prozessstrategie und der Schnittparameter wird dabei besonderes Augenmerk auf den Einfluss der Werkzeuggeometrie auf die radialen und axialen Zerspankraftkomponenten gelegt. Aus dieser Problemstellung und Zielsetzung wird die folgende Forschungshypothese abgeleitet:

Die Kenntnis der Ursache-Wirkzusammenhänge zwischen den Eingangs- und Zielgrößen der Tauchfräsbearbeitung von bleifreien Messingwerkstoffen ermöglicht eine wissensbasierte Werkzeug- und Prozessauslegung mit gesteigerter Prozesssicherheit und Produktivität.

Zur Untersuchung dieser Hypothese werden die folgenden Forschungsfragen (FF) beantwortet:

1. Wie können die Herausforderungen beim Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen quantifiziert werden und welche Eingangs- und Zielgrößen sind dabei relevant?
2. Welche Ursache-Wirkzusammenhänge bestehen zwischen diesen Eingangs- und Zielgrößen?
3. Wie kann aus der Kenntnis der Ursache-Wirkzusammenhänge ein Gestaltungsmodell für die systematische Werkzeug- und Prozessauslegung abgeleitet werden?
4. Welche Produktivität ist in einem industrierelevanten Tauchfräsprozess durch Anwendung des Gestaltungsmodells erreichbar?

Vorgehensweise

Als Lösungsstrategie wird der Forschungsprozess der angewandten Wissenschaft nach ULRICH verwendet [ULRI76, ULRI84, ULRI01], Abbildung 3.1. Die angewandten Wissenschaften nach ULRICH verfolgen das Ziel, bei der Entwicklung von Gestaltungsmodellen anwendungsnahe Zusammenhänge zu erfassen und zu untersuchen [ULRI01]. Das untersuchte Problem wird in der Realitätsebene erfasst, typisiert und beschrieben. Durch Induktion erfolgt in der abstrakten Modell-Ebene die gesonderte Untersuchung einzelner Ursache-Wirkzusammenhänge und deren modellhafte Abbildung. Der deduktive Rückschritt in die Realitätsebene erfolgt abschließend durch die Prüfung der Regeln in praxisnahen Anwendungsszenarien. So ist der anwendungsorientierte Forschungsprozess für die Werkzeug- und Prozessauslegung in der Zerspanntechnologie geeignet [ESSI10, NOBE16a, VOGT16]. Daraus ergibt sich die nachfolgende Gliederung dieser Arbeit.

In Kapitel 4 erfolgt die „Erfassung und Untersuchung des relevanten Anwendungszusammenhangs“ durch eine Zerspanbarkeitsanalyse beim Tauchfräsen von bleifreien Kupferwerkstoffen im aktuellen Stand der Technik. Die prozess- und werkstoffspezifischen Herausforderungen werden systematisch untersucht und geeignete Zielgrößen für die Prozessbewertung daraus abgeleitet. Diesen Zielgrößen werden durch eine Paretoanalyse die jeweils relevantesten Eingangsgrößen zugeordnet und so wird die erste Forschungsfrage beantwortet. Aufgrund ihrer hohen industriellen Relevanz werden im Rahmen dieser Arbeit die Versuchswerkstoffe CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P untersucht.

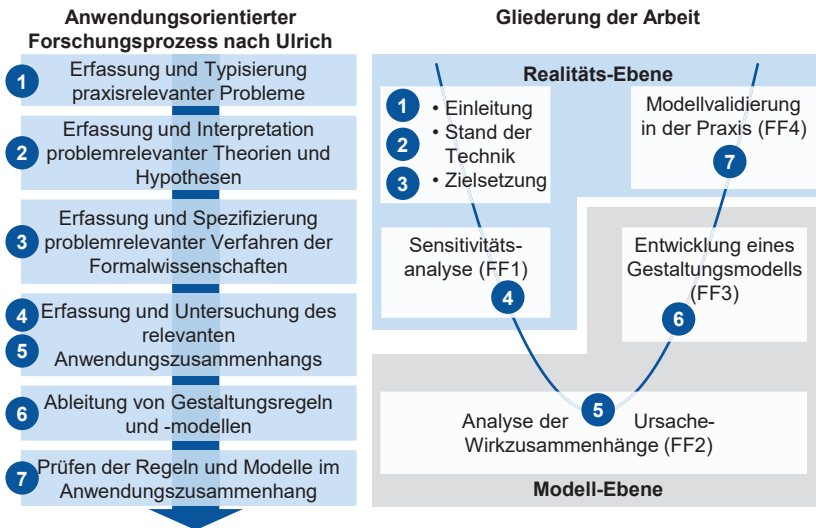


Abbildung 3.1: Gliederung der Arbeit in Anlehnung an den Forschungsprozess nach ULRICH [ULRI76]

Structure of the thesis based on the research process by Ulrich [ULRI76]

Die Ursache-Wirkzusammenhänge zwischen den relevanten Eingangs- und Zielgrößen werden in Kapitel 5 in der Modellebene untersucht, um die Grundlage für eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung zu schaffen. Dies erfolgt anhand von Zerspanuntersuchungen im Real- und Analogieprozess. Durch die Analyse der zugrundeliegenden Wirkmechanismen wird die zweite Forschungsfrage beantwortet. Aus diesen Erkenntnissen wird zur Beantwortung der dritten Forschungsfrage ein Gestaltungsmodell für die Werkzeug- und Prozessentwicklung abgeleitet (Kapitel 6). Dies beinhaltet ein Prognosemodell für die radiale Zerspankraftkomponente beim Tauchfräsen in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie und den Schnittparametern.

Das entwickelte Gestaltungsmodell wird anschließend in einem praxisnahen Anwendungsszenario validiert (Kapitel 7). Durch die Abschätzung der Steigerung der Produktivität und Bearbeitungsgenauigkeit gegenüber dem aktuellen Stand der Technik wird die vierte Forschungsfrage beantwortet. Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung der Erkenntnisse und deren kritischer Reflektion sowie einem Ausblick auf noch offene Fragestellungen.

4 Identifikation relevanter Einfluss- und Zielgrößen

Identification of relevant influencing factors and target objectives

In diesem Kapitel werden die Versuchswerkstoffe hinsichtlich ihrer chemischen Zusammensetzung, ihrer Gefügeausbildung und ihrer physikalischen Eigenschaften charakterisiert. Anschließend wird die Zerspanbarkeit der Versuchswerkstoffe beim Tauchfräsen systematisch analysiert und Einflüsse von Werkzeuggeometrie, Schnittparametern und Werkstoff untersucht. Im Rahmen einer Paretoanalyse werden anschließend die statistisch signifikanten Effekte und Wechselwirkungen ermittelt. Ziel dabei ist die systematische Bewertung der werkstoff- und prozessspezifischen Herausforderungen beim Tauchfräsen bleifreier Messinge. Zur Beantwortung der ersten Forschungsfrage dieser Arbeit werden daraus die technologisch relevanten Einfluss- und Zielgrößen abgeleitet.

4.1 Charakterisierung der Versuchswerkstoffe

Characterization of the workpiece materials

Bleifreie Cu-Zn-Legierungen wurden für unterschiedliche technische Anwendungsbereiche entwickelt. Die Auswahl der Werkstoffe erfolgte in Abstimmung mit dem projektbegleitenden Ausschuss des AiF-IGF-Projektes 20029 N, dessen Bestandteil die Arbeiten in diesem Kapitel waren [BAIE21a]. Auf Basis von Anwendergesprächen wurden so die Werkstoffe CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P als industriell relevant identifiziert. Diese Werkstoffe sind chemisch unterschiedlich zusammengesetzt und weisen deshalb deutliche Unterschiede in ihrer Gefügeausbildung und ihren physikalischen Eigenschaften auf. CuZn37 repräsentiert die Werkstoffgruppe der sogenannten homogenen Messinge, die fast vollständig aus α -CuZn bestehen. CuZn42 bildet aufgrund des höheren Zinkgehalts etwa $\varphi_{\beta} = 50\%$ β -Phase aus und wird stellvertretend für die heterogenen Messingwerkstoffe eingesetzt. Aus der Gruppe der siliziumhaltigen Sondermessinge wurde der Werkstoff CuZn21Si3P ausgewählt. Sämtliche Werkstoffe sind im Sinne der RoHS und der ELV-Richtlinie bleifrei mit einem Bleigehalt von $m_{Pb} \leq 0,1\%$ und deshalb in der Elektro- und Automobilindustrie zur Nutzung zugelassen [EURO00, EURO11]. Zusätzlich gelten die Werkstoffe als trinkwasserhygienisch geeignet und sind auf der Positivliste des Umweltbundesamtes gelistet [UMWE18].

Die Werkstoffe wurden in einem industriellen Prozess mit der Fertigungsfolge Stranggießen, Warmfließpressen und Kaltziehen hergestellt. Der Halbzeugdurchmesser betrug $d_H = 10$ mm. Die chemische Zusammensetzung und die physikalischen Eigenschaften sind in Tabelle 4.1 und Tabelle 4.2 zusammengefasst. Tabelle 4.3 zeigt metallographische Schliffbilder der Versuchswerkstoffe. Die daraus ermittelten volumetrischen Anteile der Gefügephasen sind in Tabelle 4.4 dargestellt.

Die Gefügeausbildung von Cu-Zn-Werkstoffen ohne weitere Legierungselemente hängt primär vom Zinkanteil und der thermomechanischen Werkstoffbehandlung (Abkühlgeschwindigkeit, Kaltumformung) ab [GOTT14, NOBE16a, S. 34]. Bei der

Herstellung der Versuchswerkstoffe wurde keine Wärmebehandlung angewendet. Die chemische Zusammensetzung und die Kaltverfestigung bestimmten daher überwiegend die Gefügeausbildung.

Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung der Versuchswerkstoffe in Gew.-%
Chemical composition of the workpiece materials in wt%

Werkstoff	Cu	Zn	Pb	Si	Ni	Sn	Fe	P
CuZn37	64,3	35,7	0,034	0	0,002	0	0,01	0
CuZn42	56,7	42,4	0,086	0	0,266	0,293	0,256	0,001
CuZn21Si3P	76,3	20,3	0,022	3,27	0,009	0,016	0,044	0,051

Tabelle 4.2: Physikalische Eigenschaften der Versuchswerkstoffe
Physical properties of the workpiece materials

Werkstoff	Zugfestigkeit R_m / MPa	Streckgrenze $R_{p0,2}$ / MPa	Bruchdehnung A_{20} / %	Brinellhärte HB 2,5/31,25		Wärmeleitfähigkeit λ / (W/mK)
				Kern	Rand	
CuZn37	400	320	43	108	123	120
CuZn42	595	495	18	152	156	113
CuZn21Si3P	681	461	27	159	176	35

CuZn37 ist eine Cu-Zn-Legierung, die aufgrund ihrer hohen elektrischen Leitfähigkeit und der guten Kaltumformbarkeit in Form von Profilstangen und -drähten für die Fertigung von elektrotechnischen Verbindungselementen aller Art verwendet wird. Der eingesetzte Versuchswerkstoff mit der Legierungsbezeichnung 023 von der Fa. DIEHL METALL wies mit $m_{Cu} = 64,3\%$ einen Kupfergehalt am oberen Rand des nach DIN CEN/TS 13388 zulässigen Bereichs auf [DIEH19, DIN20].

Der CuZn37-Werkstoff bestand fast vollständig aus der α -Phase mit kfz-Gitterstruktur. Diese ist im metallographischen Schliffbild an den Zwillingslinien zu erkennen [GOTT14, S. 2]. Der geringe Restanteil der β -Phase ($\varphi_\beta = 1\%$) aus der Erstarrung (vgl. Abbildung 2.1) wurde linienförmig in Stangenlängsrichtung ausgeschieden. Diese Form der Ausscheidung wurde durch das Fließbild beim Strangpressen mit anschließender Rekristallisation begründet und wird als β -Zeile bezeichnet [REET06]. Die Korngröße lag im Bereich 10 - 45 μm . Die Härte und die Zugfestigkeit waren aufgrund des reinen α -Gefüges deutlich niedriger als bei den Versuchswerkstoffen mit heterogenem Gefüge. Im Randbereich des Halbzeugs trat aufgrund der Kaltumformung bei der Stangenherstellung Kornfeinung auf eine Korngröße von etwa 5 - 20 μm auf, die zu einer lokalen Härtesteigerung führte (vgl. Tabelle 4.2). Die Zerspanbarkeit von CuZn37 ist aufgrund der hohen Werkstoffduktilität geprägt durch Fließspanbildung und hohe Zerspankraftkomponenten (vgl. Kapitel 2.2.3).

Tabelle 4.3: Metallographische Schliffbilder der Versuchswerkstoffe
 Cross sections of the workpiece materials

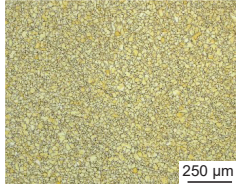
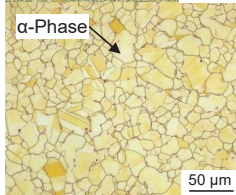
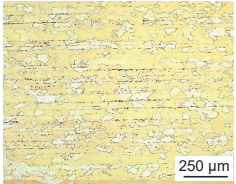
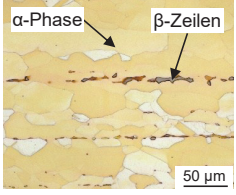
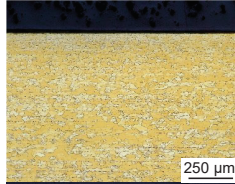
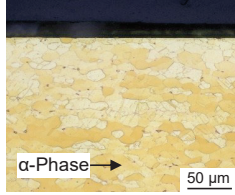
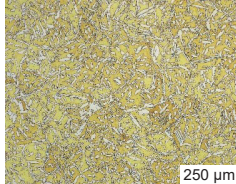
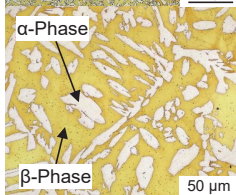
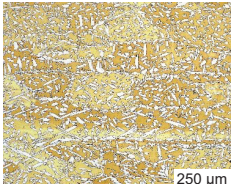
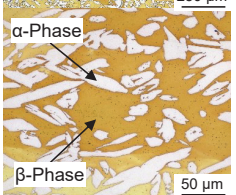
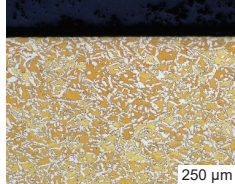
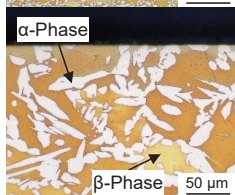
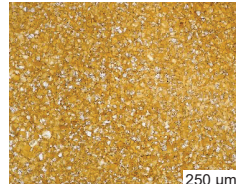
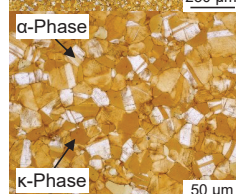
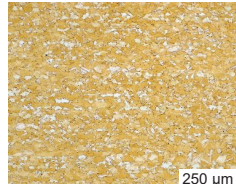
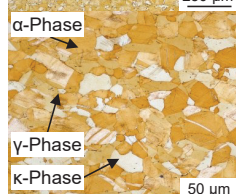
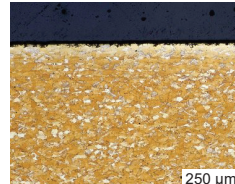
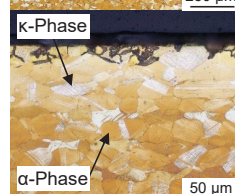
	Stirnfläche	Stangenlängsrichtung	
	Kernbereich	Kernbereich	Randbereich
CuZn37	 	 	 
CuZn42	 	 	 
CuZn21Si3P	 	 	 

Tabelle 4.4: Phasenanteile der Versuchswerkstoffe
Phase content of the workpiece materials

Werkstoff	Anteil α -Phase $\varphi_{\alpha} / \%$	Anteil β -Phase $\varphi_{\beta} / \%$	Anteil γ -Phase $\varphi_{\gamma} / \%$	Anteil κ -Phase $\varphi_{\kappa} / \%$
CuZn37	99	1	-	-
CuZn42	40	60	-	-
CuZn21Si3P	60	-	5	35

Der Werkstoff CuZn42 mit der Handelsbezeichnung BlueBrass PNA 277 von der Fa. AURUBIS wies aufgrund des Zinkgehalts von $m_{Zn} = 42,4 \%$ einen Anteil von etwa $\varphi_{\beta} = 60 \%$ β -Phase auf. Im Vergleich zu CuZn37 lagen deshalb Zugfestigkeit und Härte bei geringerer Bruchdehnung wesentlich höher (vgl. Kapitel 4.2). Die Korngröße lag im Bereich zwischen 20 und 80 μm . Im Gefügeschliff sind die unregelmäßig verteilten α -Körner zu erkennen, die bei der Abkühlung der Schmelze aus der β -Phase ausgeschieden wurden (Tabelle 4.3). Beim Zerspanen von CuZn42 mit einer geeigneten Spanformrillengeometrie entstehen zumeist segmentierte Späne bei moderaten Zerspankraftkomponenten (vgl. Kapitel 2.2.3).

Die Eigenschaften des Werkstoffs CuZn21Si3P werden maßgeblich durch die Si-haltigen intermetallischen Phasen κ ($\text{Cu}_8\text{Zn}_2\text{Si}$, $\varphi_{\kappa} = 35 \%$) und γ (Cu_4ZnSi , $\varphi_{\gamma} = 5 \%$) bestimmt [BRÄU09]. Im Vergleich zum nahezu reinen α -CuZn beim Werkstoff CuZn37 werden dadurch die Zugfestigkeit und Härte trotz geringerem Zinkgehalt wesentlich gesteigert (vgl. Tabelle 4.2). Die dabei auftretenden Wirkmechanismen beschreibt Kapitel 2.1.2. Der für die Zerspanuntersuchungen verwendete Werkstoff mit der Legierungsbezeichnung SW1 wurde von den WIELAND WERKEN bereitgestellt. Beim Drehen von CuZn21Si3P entstehen aufgrund der enthaltenen harten Phasen kurze Späne bei moderaten Zerspankraftkomponenten und ein schnell voranschreitender abrasiver Werkzeugverschleiß (vgl. Kapitel 2.2.3).

4.2 Versuchsaufbau und Versuchsprogramm

Experimental setup and program

Die Zerspanbarkeitsanalyse zum Tauchfräsen wurde mit den drei bleifreien Kupferwerkstoffen CuZn21Si3P, CuZn37 und CuZn42 durchgeführt. Tabelle 4.5 zeigt eine Übersicht über das Versuchsprogramm. Die Auswahl der Schnittparameter, Versuchsaufbauten und Werkzeuge richtete sich nach dem jeweiligen Bewertungskriterium. Die Bewertung der Zerspanbarkeitskriterien Spanform, Zerspankraft und Bauteilqualität erfolgte anhand eines vollfaktoriellen Versuchsplans auf einem Fräszentrum. Die Verschleißuntersuchungen wurden separat davon auf einem Drehzentrum durchgeführt, um eine höhere Schnittzahl mit vertretbarem Zeit- und Werkstoffaufwand zu erhalten.

Da die Untersuchungen in diesem Kapitel Bestandteil des AiF-IGF Vorhabens 20029 N waren, erfolgte die Werkzeugauswahl in Zusammenarbeit mit dem projektbegleitenden Ausschuss [BAIE21a]. Die Fa. GÜHRING stellte ein in der industriellen Praxis verwendetes Katalogprodukt (Werkzeug A und B) und das Sonderwerkzeug C bereit, das nach dem Erfahrungswissen auf den Anwendungsfall abgestimmt wurde. So wurde der Einfluss von unterschiedlichen Werkzeuggeometrien abgeschätzt. Eine ausführliche Untersuchung des Einflusses einzelner Werkzeuggeometriemerkmale erfolgt in Kapitel 5.

Tabelle 4.5: Übersicht über das Versuchsprogramm zum Tauchfräsen
Overview of the experimental programme for plunge milling


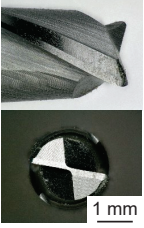
Bewertungskriterien	Spanform, Zerspankraft, Bauteilqualität	Werkzeugverschleiß
Maschine	DMG MORI NHX 5000	DMG MORI NZX 1500
Werkzeuge	A, B, C	A, B
v_c / (m/min)	50; 100	62,8
p / mm	0,2; 0,5	0,5
f_z / mm	0,015; 0,03	0,015
Werkstoffe	CuZn21Si3P, CuZn37, CuZn42	CuZn42
Kühlschmierstoff	Emulsion, 6%, BLASER Vasco TP	Ölbasiert, BLASER Blasomill GT 22

Die Schafffräser aus Hartmetall hatten stets einen Durchmesser von $d = 2$ mm (Tabelle 4.6). Werkzeug A war ein industriell verwendetes Werkzeug mit $z = 2$ Schneiden und einem Eckenradius von $r_\epsilon = 0,1$ mm. Es repräsentierte den Stand der Technik und war mit einer Nanocompositebeschichtung aus $(Ti,Al)N/Si_3N_4$ versehen, was einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 15,9$ μm erzeugte. Werkzeug B unterschied sich von Werkzeug A lediglich durch die Abwesenheit einer Beschichtung und wies einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 5,0$ μm auf. Das Werkzeug C war ein unbeschichtetes Sonderwerkzeug mit $z = 4$ Schneiden, das nach dem Erfahrungswissen der Fa. GÜHRING auf den Anwendungsfall abgestimmt wurde. Im Gegensatz zu den Werkzeugen A und B hatte es an der Schneidenecke eine Fase anstelle eines Radius.

Die Auswahl der initialen Schnittparameter und Prozessrandbedingungen erfolgte auf Basis von Expertengesprächen mit Anwendern aus der Elektroindustrie sowie dem Werkzeughersteller. Zur Untersuchung von Spanform, Zerspankraftkomponenten und Bauteilqualität wurden die drei Versuchswerkzeuge aus Tabelle 4.6 eingesetzt. Die Schnittgeschwindigkeit v_c , der Pitch p und der Vorschub je Zahn f_z wurden in je zwei Stufen eingestellt. Die Untersuchungen wurden auf dem Fräszentrum NHX 5000 von der Fa. DMG MORI durchgeführt (Abbildung 4.1 a). Der Kühlschmierstoff wurde per

Überflutungskühlung zugeführt. Die Versuchswerkzeuge waren in einem Hydrodehnfutter gespannt, um eine möglichst geringe Rundlaufabweichung zu erhalten. Zur Messung der Zerspankraftkomponenten wurde eine dreiachsige piezoelektrische Kraftmessplattform vom Typ 9119AA2 der Fa. KISTLER eingesetzt.

Tabelle 4.6: Geometrie und Schneidstoffe der Versuchswerkzeuge
Geometry and cutting material data of the tools

Werkzeugbezeichnung	A	B	C
Werkzeug			
Herstellerbezeichnung	3865	3865 HB8	303576129
Werkzeughersteller	Gühring KG		
Durchmesser d / mm	2		
Zähnezahl z / -	2		4
Drallwinkel δ / °	30		35
Ausraglänge l_k / mm	18		36
Eckenradius r_ϵ ; Fasenbreite b_f / mm	$r_\epsilon = 0,2$ mm		$b_f = 0,08$ mm x 45°
Umfangsspanwinkel γ_r / °	8		3
Stirnspanwinkel γ_s / °	5		
Stirnfriewinkel α_s / °	12		10
Einstellwinkel der Stirnschneide κ_r / °	90		94
Hartmetallsubstrat	K20 - K30 (GÜHRING DK500UF) $m_{Co} = 12\%$; $d_K = 0,5$ μm		K05 - K10 (GÜHRING K55SF) $m_{Co} = 9\%$; $d_K = 0,2 - 0,5$ μm
Beschichtung	Nanocomposite (Ti,Al)N/a-Si ₃ N ₄ (GÜHRING Signum)	-	-
Schneidkantenradius r_β / μm	15,9	5,0	8,1

Die Versuchsbauteile (Abbildung 4.1 b) waren Zylinder mit einer Länge von $L = 14$ mm und einem Durchmesser von $d = 10$ mm. Zur Versuchsvorbereitung wurden zwei Durchgangsbohrungen in die Stirnseite eingebracht. Die Versuchsdurchführung zum

Tauchfräsen erfolgte davon ausgehend mit jeweils vier Schnitten entlang einer geraden Führungsbahn. Jeder Versuchspunkt wurde zwei Mal durchgeführt. Die Messung des seitlichen Versatzes der tauchgefrästen Kavität erfolgte mit einem Auflichtmikroskop vom Typ VHX-900F der Fa. KEYENCE. Die Messergebnisse für Kraft und Bauteilgeometrie wurden jeweils über zwei Messungen gemittelt. Die Abwesenheit von Werkzeugverschleiß wurde nach der Durchführung jedes Versuchsblocks verifiziert, um einen Einfluss auf die Versuchsergebnisse auszuschließen.

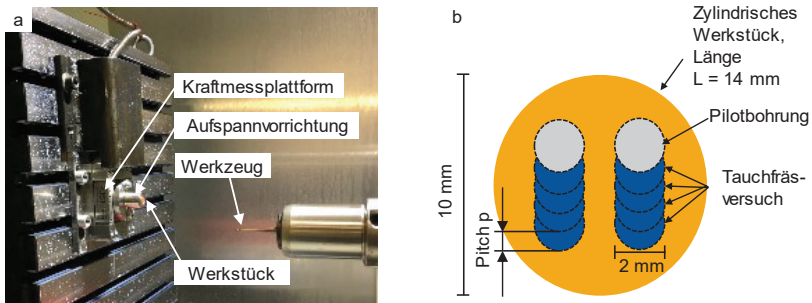


Abbildung 4.1: Versuchsaufbau auf dem Fräszentrum DMG MORI NHX 5000 (a) und schematische Geometrie der Versuchswerkstücke (b)

Experimental setup on the milling machine DMG MORI NHX 5000 (a) and schematic geometry of the workpieces (b)

Die Untersuchungen zur Bewertung des Werkzeugverschleißes wurden aufgrund der höheren Produktivität auf dem Drehzentrum DMG MORI NZX 1500 durchgeführt (Abbildung 4.2). Als Schnittparameter wurden aufbauend auf den Arbeiten von Witty [WITT12, WITT14] ein hoher Pitch von $p = 0,5 \text{ mm}$ und ein geringer Vorschub von $f_z = 0,015 \text{ mm}$ ausgewählt. Die Bearbeitung erfolgte an der Stirnseite der Halbzeugstangen. Ausgehend von einer Pilotbohrung, deren Herstellung nicht Bestandteil der Untersuchungen war, wurden je Bauteil 33 Tauchfrässchnitte entlang einer konzentrischen Mittelpunktsbahn gefertigt (Abbildung 4.2 b). Der Vorschubweg je Schnitt betrug dabei $l_f = 12 \text{ mm}$.

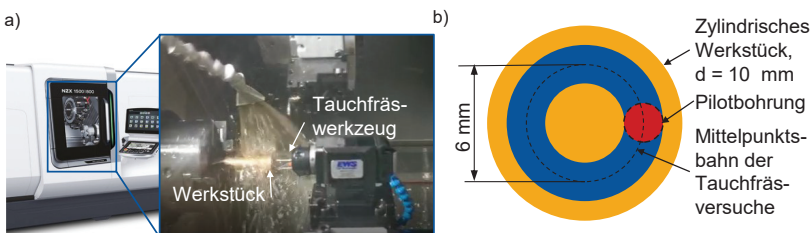


Abbildung 4.2: Versuchsaufbau für die Verschleißuntersuchungen auf dem Drehzentrum DMG MORI NZX 1500 (a) und Geometrie der Versuchswerkstücke (b)

Experimental setup for tool wear evaluation on the turning machine DMG MORI NZX 1500(a) and geometry of the workpieces (b)

4.3 Ergebnisse der Zerspanbarkeitsanalyse

Results of the machinability analysis

Die Ergebnisse der Zerspanbarkeitsanalyse hinsichtlich der Spanform, der Zerspankraftkomponenten, der Bauteilqualität und des Werkzeugverschleißes werden im folgenden Abschnitt vorgestellt.

4.3.1 Spanform und Spanbildungsmechanismus

Chip form and chip formation mechanism

Die Spanform hat erheblichen Einfluss auf die Prozesssicherheit beim Tauchfräsen in engen Kavitäten, da ungünstig geformte Späne einen sicheren Spanabtransport erschweren [WITT12, WITT14, BAIE21a, BAIE21b]. Auf Basis der Untersuchungen zum Drehen bleifreier Messinge [NOBE14, NOBE16b] wurden erwartet, dass lange Späne mit hoher Spanstauchung entstehen. Beim Bohren mit Durchmesser $D = 1$ mm war in einigen Fällen mangelhafter Spanabtransport Ursache für eine niedrige Prozesssicherheit [NOBE16a].

Die in der Zerspanbarkeitsanalyse erzeugten Späne unterschieden sich in Abhängigkeit von Werkstoff und Schnittparametern. Die Späne, die mit den Werkzeugen A und B erzeugt wurden, waren aufgrund des instabilen Prozesses deformiert, sodass keine systematische Auswertung möglich war. Abbildung 4.3 zeigt deshalb die Späne, die mit Werkzeug C erzeugt wurden, da diese am besten reproduzierbar waren.

Bedingt durch die Kinematik des Tauchfräsens hatten die Späne den charakteristischen Verlauf der Spannungsbreite von null an beiden Enden zu einem Maximum in der Mitte des Spans. In einigen Fällen lag das Maximum der Spannungsbreite näher am Spanende der Werkzeugeintrittsseite. Dies war insbesondere beim Tauchfräsen von CuZn37 mit einem Pitch von $p = 0,2$ mm deutlich ausgeprägt. Mögliche Ursachen hierfür waren das Brechen von Spänen beim Kontakt mit der Spankammer oder dem Werkstück sowie der Ploughing-Effekt im Bereich des Schneideneintritts.

Ploughing entsteht bei Unterschreitung der Mindestspanungsdicke [ALBR60]. Diese bezeichnet die Spannungsdicke, die zum Trennen eines Spans minimal erforderlich ist und liegt werkstoff- und prozessabhängig im Bereich zwischen 5 % und 90 % des Schneidkantenradius r_β [SHIM93, VOGL04, KLOC07, TÖNS11, S. 17, DENK14, KLOC18, S. 292 f.]. Bei Spannungsdicken unterhalb des Schneidkantenradius r_β hat der nominale Spanwinkel keinen Einfluss mehr, da nur der Radius der Schneidkante im Eingriff ist. Dadurch wird der effektive Spanwinkel negativ [KLOC18, S. 292], und das Quetschen des Werkstoffs auch beim Trennen eines Spans begünstigt.

Die Späne wurden kegelförmig gerollt. Der Spanaufwärts- und -seitwärtskrümmungsradius unterschied sich dabei in Abhängigkeit von Werkstoff und Vorschub. Bei einem Pitch von $p = 0,2$ mm waren Spanaufwärts- und -seitwärtskrümmungsradius etwa gleich. Bei $p = 0,5$ mm war der Spanaufwärtskrümmungsradius geringer als der seitliche Spankrümmungsradius. Ausnahme hiervon waren die Späne aus CuZn37, die bei

einem Pitch von $p = 0,2$ mm keine sichtbare Krümmung aufwiesen. Eine Erhöhung des Pitches p bewirkte eine Verringerung der Spankrümmungsradien.

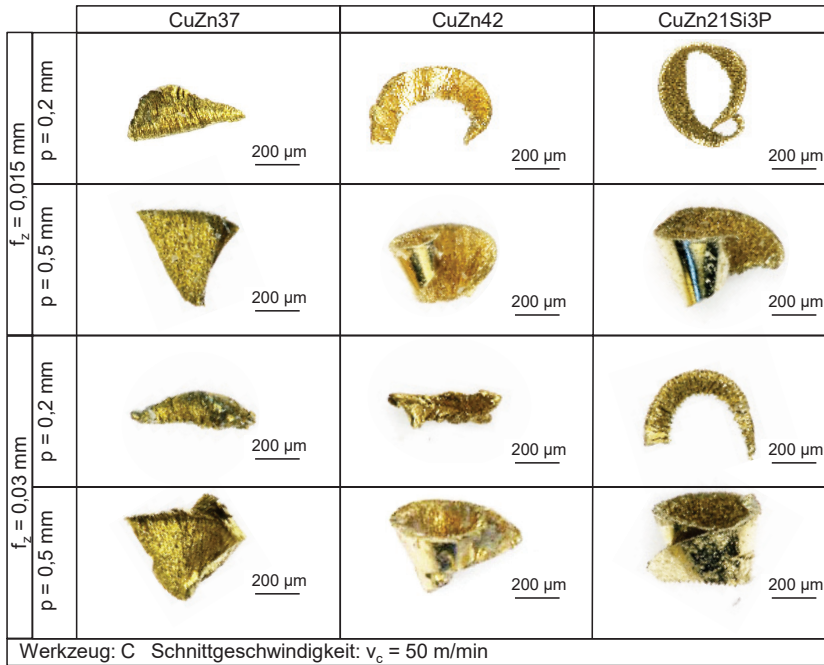


Abbildung 4.3: Spanformen in Abhängigkeit von Werkstoff, Vorschub und Pitch
Chip forms depending on workpiece material, feed and pitch

In Abhängigkeit vom eingesetzten Versuchswerkzeug entstanden unterschiedliche Spanformen (Abbildung 4.4). Beim Tauchfräsen mit dem vierschneidigen Werkzeug C entstanden Späne mit reproduzierbarer und klar definierter Geometrie. Bei der Bearbeitung von CuZn21Si3P und CuZn42 waren diese kegelig gerollt und bei der Zerspaltung von CuZn37 entstanden nahezu flache und nur etwa halb so lange Späne aufgrund von höherer Spanstauchung. Der Schneideckenradius des zweiseidigen Werkzeugs A betrug $r_\epsilon = 0,2$ mm im Vergleich zur Fase mit einer Breite von $b_\gamma = 0,08$ mm bei Werkzeug C. Deshalb war in einem größeren Bereich der Spanlänge die Schneidenecke im Eingriff und in der Struktur der Spanoberseite ist der Schneideckenradius erkennbar.

Ploughing trat im Bereich des Übergangs zwischen dem Schneideckenradius und der Umfangsschneide der Werkzeuge A und B auf. Da sich dort die lokale Spannungsdicke null annähert (vgl. Abbildung 2.11), wurde in diesem Bereich die Mindestspannungsdicke unterschritten. Das unbeschichtete Werkzeug B wies einen mittleren Schneidkantenradius von $r_\beta = 5,0$ μ m auf. Durch seine Beschichtung hatte Werkzeug A einen größeren Schneidkantenradius von $r_\beta = 15,9$ μ m. Der Randbereich der Späne unterschied

sich daher in Abhängigkeit vom eingesetzten Werkzeug. Wegen des größeren Schneidkantenradius trennte das Werkzeug A im Randbereich kein Span, sondern rieb über die Bauteiloberfläche. Beim Tauchfräsen mit dem unbeschichteten, scharfschneidigen Werkzeug B wurde der aufgestaute Werkstoff periodisch getrennt. Dadurch entstanden Ausfransungen am Rand des Spans. WITTY beschrieb diesen instationären Spanbildungsmechanismus beim Tauchfräsen von X3CrNiMO13-4 [WITT12, WITT14, S. 46].

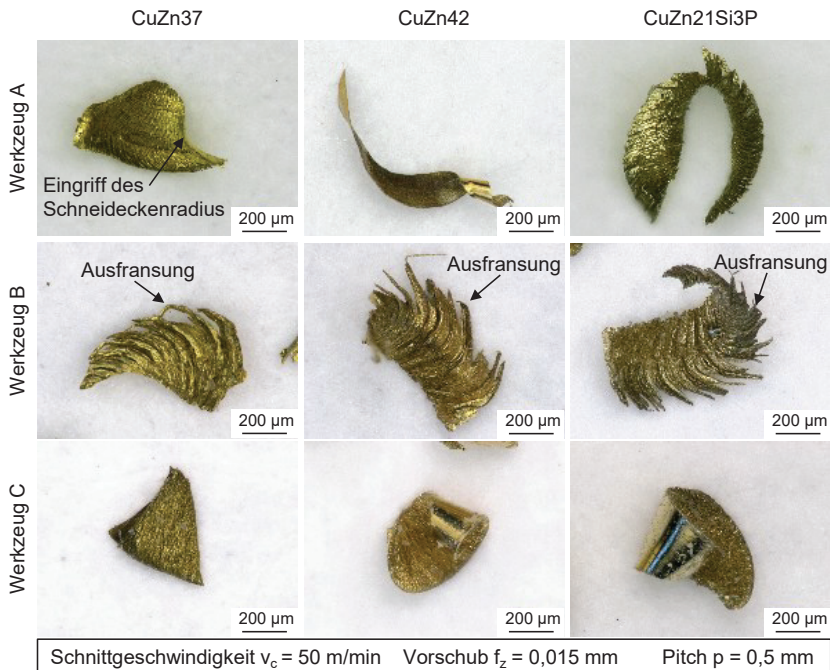


Abbildung 4.4: Spanformen in Abhängigkeit vom Werkzeug und Werkstoff
Chip form depending on tool and workpiece material

Da Werkzeug C eine Fäse an den Schneidenecke anstelle eines Radius bei den Werkzeugen A und B aufwies, wurden nur in einem sehr kleinen Bereich Spanungsdicken unterhalb einer Mindestspanungsdicke erzeugt. Deshalb traten am Übergang zur Nebenschneide weniger Reib- bzw. Quetscheffekte (Ploughing-Effekt, s.o.) auf. Die erzeugten Späne hatten keine sichtbaren Ausfransungen im Randbereich.

Neben der Schneidengeometrie hatte auch der Werkstoff einen Einfluss auf die Bildung von Ausfransungen. Aufgrund der höheren Zähigkeit und des damit einhergehenden höheren Umformpotentials des Werkstoffs vor der Trennung eines Spans war die Ausfransungsbildung bei der Bearbeitung von CuZn37 ausgeprägter als bei der Zerspanung der anderen Versuchswerkstoffe. In einigen Fällen entstanden Ausfransungen mit einer Länge von bis zu 1,5 mm am Rand des Spans (Abbildung 4.5).

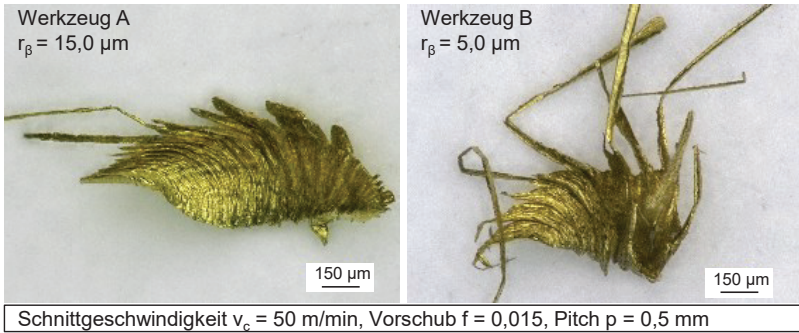


Abbildung 4.5: Ausfransungen am Span im Eingriffsbereich der Umfangsschneiden beim Tauchfräsen von CuZn37

Fringes at the chips edge in the cutting area of the circumferential blades in plunge milling of CuZn37

Die Spankammern des Werkzeugs C waren aufgrund der Schneidenzahl von $z = 4$ wesentlich schmaler als bei den zweischneidigen Werkzeugen A und B. Beim Tauchfräsen mit diesem Werkzeug wurden daher vielfach Späne beim Ablauf durch die Spankammer durch den unzureichenden Platz in der Spankammer deformiert (Abbildung 4.6). Bei Anwendung eines hohen Vorschubs von $f_z = 0,03 \text{ mm}$ für die Bearbeitung von CuZn42 und CuZn37 führte solcher Spanstau zum Werkzeugbruch.

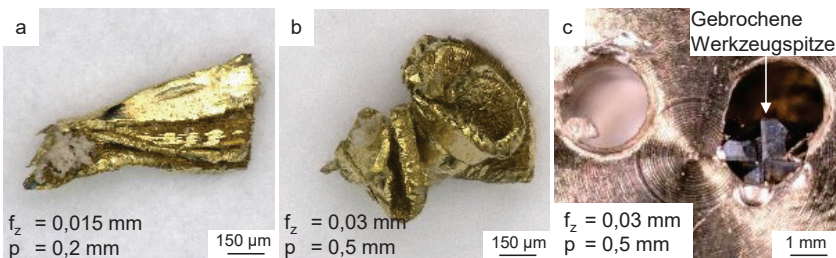


Abbildung 4.6: Beispiele für deformierte Späne beim Tauchfräsen von CuZn42 mit Werkzeug C (a, b) und dadurch verursachter Werkzeugbruch (c)

Examples for deformed chips from plunge milling of CuZn42 with tool C (a, b) and tool breakage caused by it (c)

Spansegmentierung und Spanstauchung

Die Bewertung der Spanstauchung erfolgte anhand von metallographischen Schlibbildern in Längsrichtung des Spans. Eine valide quantitative Messung der Spanstauchung war nicht möglich, da aufgrund der geringen Größe der Späne kein Einbetten senkrecht zur Trennebene sichergestellt werden konnte. Für eine detailliertere Untersuchung von Spandickenstauchung und -querschnittsfläche wird auf Kapitel 5.2 verwiesen.

Wie vom Drehen bekannt [PARS12, NOBE16a] wurde beim Tauchfräsen von CuZn37 eine höhere Spanstauchung als bei der Bearbeitung von CuZn42 oder CuZn21Si3P erzeugt (vgl. Abbildung 4.7). Der Werkstoff CuZn21Si3P erzeugte die geringste Spanstauchung.

Das Gefüge des Werkstoffs CuZn37 wurde durch die Tauchfräsbearbeitung homogen verformt, es fand also Fließspanbildung statt. An der Spanunterseite befand sich eine ausgeprägte plastische Deformationszone, was auf einen hohen Grad an Adhäsion in der Spankontaktzone hindeutet. Aufgrund seines heterogenen Gefüges ($\varphi_{\beta} \approx 60\%$) und der geringeren Bruchdehnung als bei CuZn37 wiesen die Späne aus CuZn42 einen höheren Segmentierungsgrad auf. Dies manifestierte sich in einer geringeren Deformation des Grundgefüges und dem Auftreten von adiabaten Scherbändern, in denen ein Großteil der Umformung stattfand bzw. sich die Verformung des Grundgefüges lokalisierte. Dieser Effekt war noch ausgeprägter bei der Bearbeitung von CuZn21Si3P. Aufgrund der höheren Härte der darin enthaltenen κ -Phase im Vergleich zur β -Phase in CuZn42 lokalisierte sich mehr Umformung in den Scherbändern und es lag ein höherer Spansegmentierungsgrad vor. Die plastische Verformung an der Spanunterseite war weniger ausgeprägt als bei den Spänen aus CuZn42 und insbesondere CuZn37. Dies deutete auf eine geringere Adhäsion in der Spankontaktzone hin.

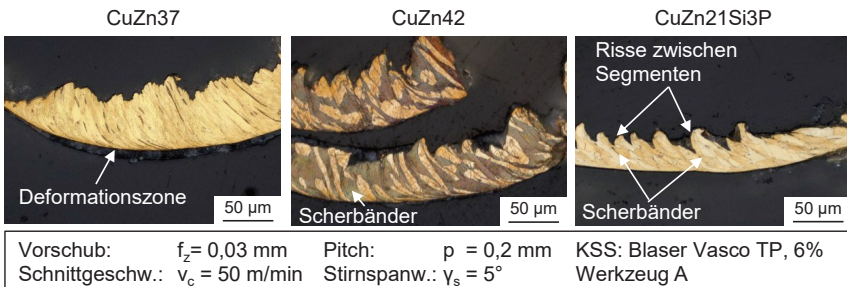


Abbildung 4.7: Spanlängsschliffe vom Tauchfräsen der Werkstoffe CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P

Chip cross sections from plunge milling of the materials CuZn37, CuZn42 and CuZn21Si3P

Da die Spanform beim Tauchfräsen primär durch die Prozesskinematik bedingt ist, war die Abhängigkeit von Werkstoff, Werkzeug und Prozessparametern wesentlich geringer als bei Prozessen ohne Schnittunterbrechung. Primär fielen die Bildung von Ausfransungen am Spanrand aufgrund von Reib- und Quetscheffekten sowie das Verknäulen von Spänen in den engen Spankammern auf, was bei größeren Spanungsquerschnitten Werkzeugbrüche verursachte.

Maßgebliche Erkenntnis dieses Abschnittes war, dass die Spanform und der Spanabtransport beim hier untersuchten Prozess eine wesentliche Bedeutung für die erzielbare Prozesssicherheit hatten. Ausschlaggebend dafür waren die dauerhaft hohen Umschlingungswinkel, die hohen l/d -Verhältnisse und die engen Kavitäten im

Vergleich zu Tauchfräsprozessen aus dem Werkzeug- und Formenbau oder der Turbinenfertigung. Aus diesem Grund wird der Einfluss der Prozessparameter und insbesondere der Werkzeuggeometrie auf den Spanabtransport in Kapitel 5 weiterführend analysiert.

4.3.2 Zerspankraftkomponenten und deren Dynamik

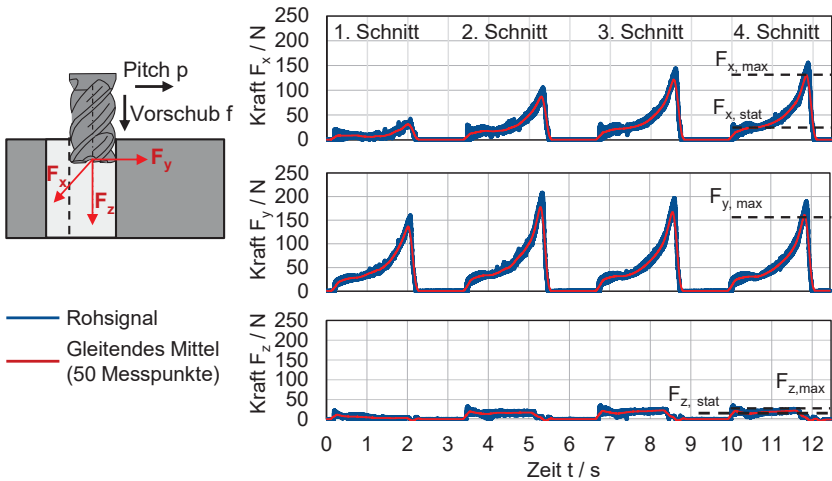
Cutting force components and their dynamics

Ziel der Analyse der Zerspankraftkomponenten war es, die makroskopische Belastung der Tauchfräswerkzeuge zu erfassen und zu bewerten. Auf Basis der wissenschaftlichen Arbeiten zum Tauchfräsen und zum Drehen von bleifreien Messingen wurde erwartet, dass eine zeitlich nahezu konstante aber hohe mechanisch Werkzeugbelastung erzeugt würde.

Im feststehenden Koordinatensystem wurden dazu die Kraftkomponenten F_z in Vorschubrichtung, F_y in Richtung des Pitches und F_x senkrecht dazu ausgewertet (Abbildung 4.8). Die Resultierende aus F_x und F_y entsprach der radial am Werkzeug angreifenden Kraftkomponente F_{rad} und erzeugte die Biegebelastung auf das Werkzeug. Um einen eventuellen Einfluss der vorbereitenden Bohrbearbeitung zu reduzieren, wurden die letzten drei von den vier aufeinanderfolgenden Tauchfrässchnitten ausgewertet. Die Messwerte wurden als Mittelwerte aus zwei Kavitäten mit jeweils drei ausgewerteten Schnitten erzeugt.

Der Messbereich für die Mittelwertbildung wurde durch den charakteristischen Verlauf der Zerspankraftkomponenten über die Zeit bestimmt (Abbildung 4.8). Die Zerspankraftkomponente in Richtung der Werkzeugachse F_z lag insgesamt deutlich niedriger als die Kraftkomponenten in radialer Richtung. Der zeitliche Verlauf von F_z war nach einem Eingriffsstoß nahezu konstant. In einigen Parameterkombinationen wurde ein geringfügiger Anstieg zum Ende des Schnitts auf einen Wert $F_{z,max}$ beobachtet. Senkrecht zur Pitchrichtung wurde zu Beginn eines Schnitts eine nahezu konstante Kraft $F_{x,stat}$ ermittelt. Im weiteren Schnittverlauf stieg die Kraftkomponente stetig bis zu einem Maximalwert $F_{x,max}$ an. Dieser lag bei den meisten Versuchspunkten um das fünf- bis zwölfwache höher als $F_{x,stat}$. Die Kraftkomponente in Pitchrichtung F_y verhielt sich qualitativ und quantitativ sehr ähnlich, es wurde jedoch bei den meisten Versuchspunkten kein konstanter Zustand zum Beginn des Schnitts erreicht, sodass nur der Maximalwert $F_{y,max}$ ausgewertet wurde.

Die jeweiligen Maximalwerte der Kräfte in radialer Richtung unterschieden sich zusätzlich über die Anzahl der Schnitte. Beim Tauchfräsen mit dem Werkzeug A stiegen die Maxima über die Schnittzahl an. Mutmaßliche Ursache dafür war eine steigende Biegebelastung des Werkzeugs aufgrund eines zunehmend verlaufenden Tauchfräskanals bei der Bearbeitung mit Werkzeug A. Bei Verwendung von Werkzeug C nahmen die Kraftmaxima über die Schnittzahl ab, was durch den mit jedem Schnitt vergrößerten Spanraum zu begründen war.



Werkzeug:	A	Schnittgeschw.:	$v_c = 50$ m/min
Werkstoff:	CuZn42	Zahnvorschub:	$f_z = 0,03$ mm
KSS-Strategie:	Überflutung, 6% Blaser Vasco TP	Pitch:	$p = 0,5$ mm

Abbildung 4.8: Orientierung, zeitlicher Verlauf und Auswertungsgrößen der Zerspankraftkomponenten

Orientation, development over time and evaluation of cutting force components

Andere wissenschaftliche Arbeiten zum Tauchfräsen beschreiben nahezu konstante Zerspankraftkomponenten über die Dauer eines Schnitts [KO07, WITT14, ZHUA18]. Im Folgenden wird die Plausibilität möglicher Ursachen für die hier beobachteten Kraftanstiege diskutiert:

- Die Bauteilgeometrie und Prozessauslegung führten zu konstant hohen Werkzeugumschlingungswinkeln. Diese sind größer als bei den meisten Anwendungen aus dem Werkzeug- und Formenbau oder der Luftfahrt, da dort zumeist springende Tauchfräsprozesse in größeren Kavitäten angewandt werden. Wenn die dadurch erhöhte Reibung an den Umfangsschneiden einen wesentlichen Effekt im hier betrachteten Prozess hätte, würde diese über die Bearbeitungsdauer linear ansteigen und sich nicht direkt auf die radiale Zerspankraftkomponente auswirken. Da dies nicht beobachtet wurde, war dieser Wirkmechanismus von geringer Bedeutung.
- Die Benetzung der Zerspanstelle bzw. die Durchspülung der Kavität mit Kühlschmierstoff nahm mit zunehmender Eintauchtiefe ab, was zu einem größeren Einfluss von Reibung führte. Dies wurde durch den geringen Durchmesser und relativ dazu große Bearbeitungstiefe ($l/d = 7$) in Kombination mit der Überflutungskühlung verstärkt. Beim Bohren von Stahl mit ähnlichen l/d -Verhältnissen wurden durch diesen Effekt eine Erhöhung des Bohrmoments und der Vorschubkraft um bis zu 20 % bewirkt [EISE00]. Den hier beobachteten Anstieg

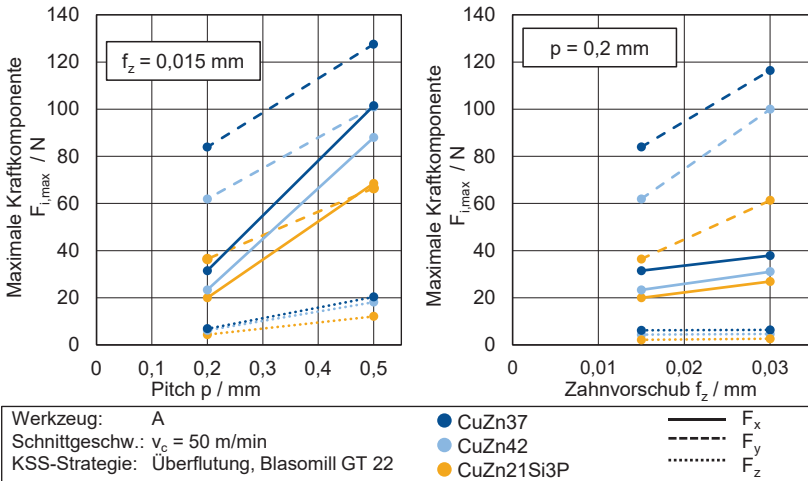
der radialen Zerspankraftkomponente um maximal das 10-fache kann dieser Wirkmechanismus nicht vollständig erklären.

- Fortschreitender Werkzeugverschleiß kann einen Anstieg der Zerspankraftkomponenten bewirken. Unter den hier untersuchten Randbedingungen lag nur ein sehr geringer Werkzeugverschleiß vor (vgl. Kapitel 4.3.4), sodass der verschleißbedingte Kraftanstieg als Ursache für den deutlichen Kraftanstieg ausgeschlossen werden kann.
- Durch das Verklemmen von Spänen in der Kavität und in den Spannuten des Werkzeugs entstand Spanstau. Dadurch wird das Werkzeug seitlich abgedrängt und die tauchgefräste Kavität verschoben. Durch fortlaufende Komprimierung der Späne in der Kavität entsteht eine radial am Werkzeug angreifende Kraftkomponente, die über die Eintauchtiefe zunimmt. Direkte Hinweise darauf ergaben sich aus den teils deformierten Spänen (vgl. Abbildung 4.6). In Kombination mit dem Nachfolgenden Erklärungsansatz wird dieser Wirkmechanismus daher vorläufig als Hauptursache betrachtet und in Kapitel 5.1.1 näher untersucht.
- Die seitliche Abdrängung des Werkzeugs über der Eintauchtiefe (vgl. Kapitel 4.3.3) vergrößerte den Spannungsquerschnitt an der jeweils gegenüberliegenden Schneide fortlaufend. Dadurch wurden höhere Zerspankraftkomponenten erzeugt. Dieser Effekt war selbstverstärkend, da dies erneut seitliche Werkzeugabdrängung entlang des sich so ausbildenden, zunehmend schräg verlaufenden, Fräskanals erhöhte. Mutmaßlich war dies in Kombination mit dem Spanstau Hauptursache für den hohen Anstieg der radialen Zerspankraftkomponente.

Die Bewertung der Zerspankraftkomponenten erfolgte anhand der jeweiligen Maximalwerte, da diese eine Abschätzung der maximalen Belastung auf das Werkzeug ermöglichen. Der Verlauf der Kraftmaxima $F_{x,max}$, $F_{y,max}$ und $F_{z,max}$ beim Tauchfräsen mit dem am Markt verfügbaren Werkzeug A in Abhängigkeit von Werkstoff, Pitch p und Vorschub f_z ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Bei allen betrachteten Versuchspunkten lag die Vorschubkraft im Bereich $4\text{ N} < F_{z,max} < 20\text{ N}$ und betrug somit etwa ein Zehntel bis ein Drittel der radial angreifenden Kraftkomponenten $F_{x,max}$ und $F_{y,max}$. Die höchsten Kraftmaxima traten in Pitchrichtung mit bis zu $F_{y,max} = 127,5\text{ N}$ auf. Senkrecht dazu wurde mit maximal $F_{x,max} = 101,7\text{ N}$ etwa das 5-fache der maximalen Vorschubkraft F_z gemessen. Von einzelnen Ausreißern abgesehen wichen die Messwerte innerhalb eines Parameterpunkts weniger als 10 % vom jeweiligen Mittelwert ab. Die Ergebnisse wurden daher als reproduzierbar betrachtet.

Im Vergleich zu den anderen Werkstoffen waren die Zerspankraftmaxima bei der Bearbeitung von CuZn21Si3P am niedrigsten. Dies wurde auf die segmentierte Spanbildung (vgl. Kapitel 4.3.1) und die geringe Adhäsionsneigung des Werkstoffs zurückgeführt. Bei der Bearbeitung von CuZn42 und insbesondere CuZn37 traten aufgrund der größeren Spanstauchung höhere Zerspankraftmaxima auf. Beim Drehen von ähnlichen Werkstoffen wurden Unterschiede bezüglich der Spanflächenreibung und der

Spanstauchung als maßgebliche Ursachen für die unterschiedlichen Zerspankraftkomponenten identifiziert [NOBE16a, S. 65].



Kraftniveau in Y-Richtung erzeugt. Da der absolute Anstieg bei Verdopplung des Zahnvorschubs ähnlich groß war, wurde ein höherer Anstieg des Kraftmaximums $F_{y,max}$ von etwa 60 % ermittelt. Die Werkstoffabhängigkeit des Einflusses des Zahnvorschubs ergab sich also aus den werkstoffbedingten Unterschieden in der Spanstauchung und den Reibeigenschaften. Dies ähnelte qualitativ den Erkenntnissen aus der Drehbearbeitung von bleifreien Messingen (vgl. [NOBE16a, S. 65, S. 87]). Der Einfluss von Pitch und Vorschub auf den Spannungsquerschnitt und die daraus folgenden zerspantechnologischen Ursache-Wirkmechanismen werden in Kapitel 5.2 detaillierter betrachtet.

Der Einfluss des der Werkzeugmikro- und -makrogeometrie auf die Zerspankraftkomponenten wurde anhand der drei in Tabelle 4.6 beschriebenen Werkzeuge analysiert (Abbildung 4.10). Zur Analyse des Einflusses der Schneidkantenverrundung r_β wurde zusätzlich zu dem am Markt verfügbaren zweischneidigen Werkzeug A ($r_\beta = 15,9 \mu\text{m}$) das unbeschichtete Werkzeug B mit gleicher Makrogeometrie aber geringerer Schneidkantenverrundung von $r_\beta = 5,0 \mu\text{m}$ eingesetzt (vgl. Kapitel 4.2). Es wurde angenommen, dass der Einfluss der Beschichtung auf den Schneidkantenradius r_β dabei einen wesentlich größeren Effekt hatte als der Einfluss auf die Reibung.

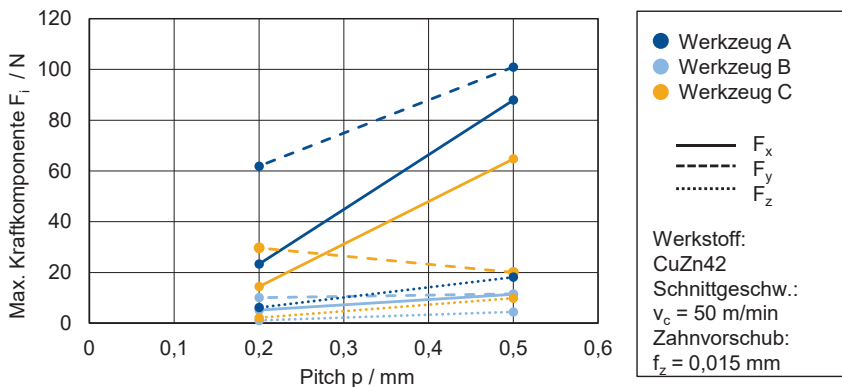


Abbildung 4.10: Maximale Kraftkomponenten in Abhängigkeit vom Versuchswerkzeug beim Tauchfräsen von CuZn42

Influence of tool geometry on maximal cutting force components in plunge milling of CuZn42

Beim Tauchfräsen von CuZn42 hatte dieser Unterschied einen maßgeblichen Einfluss auf die maximalen Zerspankraftkomponenten. Die maximale Vorschubkraft $F_{z,max}$ sank bei der Bearbeitung mit dem Werkzeug B auf 25 % bis 35 % im Vergleich zur Bearbeitung mit dem beschichteten Werkzeug A. Die maximalen radialen Kraftkomponenten reduzierten sich auf etwa 16 % ($F_{y,max}$) beziehungsweise 25 % ($F_{x,max}$).

Als mögliche Ursache für derartige Abweichungen zwischen den Werkzeugen A und B wurde zunächst Ploughing (vgl. Kapitel 4.3.1) in Betracht gezogen. Es war jedoch ungewiss, ob die Mindestspanungsdicke bei $f_z = 0,015 \text{ mm}$ unterschritten wurde. Bei $f_z = 0,03 \text{ mm}$ war ein Unterschreiten der Mindestspanungsdicke ausgeschlossen und

es lag eine ähnliche Differenz bezüglich der Maximalkraft $F_{x,max}$ wie in Abbildung 4.10 vor. Daher wurde Ploughing als mögliche Ursache für die werkzeugabhängigen Unterschiede ausgeschlossen.

Ein anderer möglicher Erklärungsansatz für die beobachteten Kraftunterschiede bei der Bearbeitung mit den Werkzeugen A und B beinhaltet die Unterschiede in der Reibung aufgrund der unterschiedlichen Schneidkantenradien und der Beschichtung beider Werkzeuge. Einerseits verkleinerte sich durch den Entfall der Beschichtung bei Werkzeug B der Schneidkantenradius auf $r_\beta = 5,0 \mu\text{m}$, sodass die Schneidkante eine geringere Reibarbeit leistete. Die Reibung zwischen Werkzeug und Span hatte sich zudem durch den Entfall der Beschichtung verändert. Reibuntersuchungen beim Drehen zeigten niedrigere Reibkoeffizienten μ zwischen CuZn42 und TiAlN-beschichtetem als zwischen CuZn42 und unbeschichtetem Hartmetall [NOBE16a, S. 87, 92]. Der Einfluss der Schneidkantenverrundung r_β auf die Zerspankraftkomponenten wurde durch diesen Unterschied also reduziert.

Die Produktivität war aufgrund der $z = 4$ Schneiden bei der Bearbeitung mit Werkzeug C verdoppelt im Vergleich zum Tauchfräsen mit den Werkzeugen A und B. Im Vergleich zur Bearbeitung mit dem unbeschichteten Werkzeug B lag die maximale Zerspankraftkomponente in Pitchrichtung $F_{y,max}$ aufgrund der doppelten Schneidenzahl etwa doppelt so hoch. Die maximale Vorschubkraft lag aufgrund der doppelten Schneidenzahl z und der etwas größeren Schneidkantenradien r_β um das Drei- bis Vierfache höher als bei der Bearbeitung mit dem Werkzeug B.

Bei Erhöhung des Pitches von $p = 0,2 \text{ mm}$ auf $p = 0,5 \text{ mm}$ reduzierte sich $F_{y,max}$ um etwa 30 %. Aufgrund des Einstellwinkels $\kappa_r = 94^\circ$ wurden bei größeren Pitches p höhere Anteile der Zerspankraft so ins Werkzeug eingeleitet, dass es durch die Bearbeitungskräfte in Pitchrichtung ausgelenkt wurde. Diese Kraftanteile wirken der Durchbiegung entgegen (vgl. Kapitel 5.3). Die maximale Zerspankraftkomponente senkrecht dazu $F_{x,max}$ stieg mit Erhöhung des Pitches um etwa das Vierfache an. Dies wurde durch den größeren Spanungsquerschnitt in Kombination mit mangelhaftem Spanabtransport aufgrund der kleineren Spankammern verursacht. Das Auftreten von Spanstau unter diesen Bedingungen wurde verformte Späne und vereinzelt Werkzeugbrüche belegt (vgl. Kapitel 4.3.1 und Abbildung 4.6).

Zusammenfassend ergeben sich aus der Untersuchung der Zerspankraftkomponenten mehrere Hinweise auf eine geringe Prozessstabilität aufgrund der hohen Kräfte, die in einigen Fällen zum Werkzeugbruch führten. Unter den untersuchten Prozessbedingungen lagen die radialen Zerspankraftkomponenten stets deutlich höher als die axiale Vorschubkraft. Die radialen Zerspankraftkomponenten stiegen während eines Schnitts deutlich an und beeinflussten das Prozessergebnis maßgeblich. Dieses Phänomen ist aus anderen Untersuchungen zum Tauchfräsen nicht bekannt [KO07, WITT14, ZHUA18]. Die Ergebnisse ähnelten eher dem Bohren, wo aufgrund der Reibung der Führungsfasen die Kräfte und Momente über der Bohrtiefe ansteigen [EISE00, TÖNS11, S. 74]. Mutmaßliche Ursache dafür war mangelhafter

Spanabtransport (vgl. Kapitel 4.3.1), die in Kapitel 5.1 eingehender untersucht wird. Ein wichtiger Zwischenschritt bei der Prozessoptimierung wird darin bestehen, die Ursachen für diese makroskopische Prozessdynamik genauer zu untersuchen und die Entstehung von Kraftmaxima zu reduzieren. Als wesentliche Einflussgrößen auf die Zerspankraftkomponenten wurden die Werkzeugmikro- und -makrogeometrie und die Prozesseinstellgrößen Pitch p und Vorschub f_z identifiziert. Eine quantitative Analyse der Einflusstärke erfolgt in Kapitel 4.4.

4.3.3 Bauteilqualität

Workpiece quality

Bei der Bewertung der Zerspanbarkeit wird üblicherweise die Oberflächenrauheit als Zerspanbarkeitskriterium herangezogen [TÖNS11, S. 156, KLOC18, S. 282 f.]. Gemäß DIN 6583 [DIN81] ist auch die Auswahl anderer werkstückseitiger Messgrößen als Standkriterium zulässig. Beim Tauchfräsen und insbesondere bei der Fertigung von Rechteckquerschnitten an elektrotechnischen Verbindungselementen ist darüber hinaus die Lagegenauigkeit der gefrästen Kavitäten maßgeblich, da diese sich auf die nachfolgende Räumbearbeitung auswirkt. Diese wurde untersucht und eine Korrelation der Bearbeitungsabweichung mit der entsprechenden Kraftkomponente aufgezeigt. Die Beurteilung des Zerspanbarkeitskriteriums Bauteilqualität erfolgte zusätzlich anhand der erzeugten Oberflächenrauheit und -topografie.

Aus Anwenderberichten war vor Beginn der Versuche bekannt, dass die tauchgefrästen Kavitäten in geringem Maß seitlich verlaufen. Auf Basis der wissenschaftlichen Untersuchungen zum Bohren von bleifreiem Messing wurde zudem erwartet, dass die Oberfläche innerhalb der Kavitäten durch verklemmende Späne beschädigt werden könnte.

Lagegenauigkeit der tauchgefrästen Kavitäten

Die Bauteilunterseite, an der das Werkzeug aus dem Bauteil austritt, ist in Abbildung 4.11 dargestellt. Die Pilotbohrungen liegen jeweils im oberen Teil der Abbildungen. Davon ausgehend wurden vier Tauchfrässchnitte mit Werkzeugmittelpunkten in senkrecht nach unten verlaufender Richtung durchgeführt. Aufgrund der kraftbedingten Durchbiegung der Tauchfräswerkzeuge verliefen die gefrästen Kavitäten sowohl in Pitchrichtung als auch senkrecht dazu, was im Rahmen dieser Arbeit als seitlicher Versatz Δx des Tauchfräskanals bezeichnet wird.

Die seitliche Geometrieabweichung Δx des gefrästen Kanals von der Sollkontur war stets größer als die Abweichung Δy in Pitchrichtung. Die Bearbeitungsgenauigkeit wurde daher zunächst anhand der Geometrieabweichung senkrecht zur Pitchrichtung Δx bewertet. Die Geometrieabweichung an der Werkzeugaustrittsseite wurde per Auflichtmikroskop gemessen. Der Mittelpunkt des jeweils letzten Tauchfrässchnitts wurde aus seinem kreisförmigen Umfang ermittelt. Der Sollverlauf der Werkzeugmittelpunktsbahn der Tauchfrässchnitte wurde als Lot zur Verbindung der Mittelpunkte der Pilotbohrungen festgelegt. Die Messung des seitlichen Versatzes Δx erfolgte als Abstand

in x-Richtung zwischen dem Mittelpunkt des letzten Tauchfräshubs und der Sollbahn des Werkzeugmittelpunkts. Der seitliche Versatz Δx war bei allen Versuchspunkten in einheitlicher Richtung entgegen der Schnittrichtung orientiert. Industriell übliche Toleranzen zur Bearbeitungsgenauigkeit beim Tauchfräsen von elektrotechnischen Verbindungselementen bewegen sich im Bereich $\Delta x_{\max} = 10 \mu\text{m}$ bis $\Delta x_{\max} = 50 \mu\text{m}$. Die kleinste in dieser Versuchsreihe erreichte Geometrieabweichung lag mit $\Delta x = 17,5 \mu\text{m}$ oberhalb der engsten üblichen Toleranz. Auch in Pitchrichtung wiesen die gefrästen Kavitäten geometrische Abweichungen auf. Aufgrund der Werkzeugabdrängung waren insbesondere bei der Bearbeitung mit den zwischneidigen Werkzeugen A und B einige Kavitäten in Pitchrichtung kürzer als vorgesehen. Ursache für die Geometrieabweichungen in x- und y-Richtung waren die hohen radialen Zerspankraftkomponenten, die eine Durchbiegung des Werkzeugs und so ein Verlaufen der Kavität verursachten. Die Korrelation zwischen Kraftkomponenten und Bauteilgeometrie wird in Kapitel 5.3 untersucht.

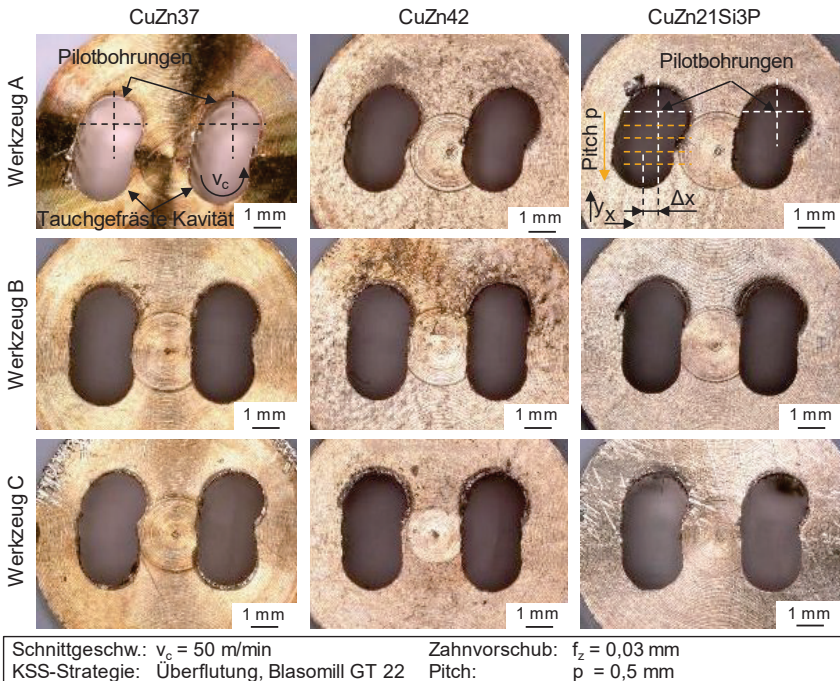


Abbildung 4.11: Verlauf der tauchgefrästen Kavität relativ zur Pilotbohrung an der Werkzeugaustrittsseite in Abhängigkeit von Werkstoff und Werkzeug
Drift of the plunge milled cavity relative to the pilot bore at the tool exit side depending on workpiece material and tool

Auffällig war auch der Verlauf der Kavitäten relativ zur Pilotbohrung. Beim Tauchfräsen mit Werkzeug A verliefen die Kavitäten näherungsweise unter konstantem Winkel zu

ihrer Sollorientierung. Bei der Bearbeitung mit Werkzeug B oder C war eher ein Schritt senkrecht zur Pitchrichtung beim ersten Tauchfrässchnitt mit anschließendem Verlauf der Kavität parallel zu ihrer Sollposition zu erahnen. Eine mutmaßliche Ursache für diesen Unterschied war die Kraftüberhöhung beim Schneideneintritt aufgrund von Ploughing. Aufgrund des größeren Schneidkantenradius von Werkzeug A im Vergleich zu den Werkzeugen B und C war es denkbar, dass sich eine über die Schnittzahl zunehmende seitliche Biegung des Werkzeugs A ausbildete, während dies bei den Werkzeugen B und C nicht der Fall war.

Die gemittelte seitliche Geometrieabweichung Δx variierte in Abhängigkeit von Werkzeug, Werkstoff, Pitch und Vorschub (Abbildung 4.12). Bei der Bearbeitung mit dem Werkzeug C erhöhten sich die Geometrieabweichungen im Vergleich zum Tauchfräsen mit dem Werkzeug B. Ursache dafür sind höhere Zerspankraftkomponenten aufgrund der verdoppelten Schneidenzahl und der daraus resultierenden größeren Spannungsquerschnitte (vgl. Kapitel 4.3.2). Bei der Tauchfräsbearbeitung mit den Werkzeugen B und C erhöhte sich die Geometrieabweichung Δx mit ansteigendem Pitch p und Vorschub f_z . Mit dem vergrößerten Spannungsquerschnitt stieg auch die dafür ursächliche Werkzeugbiegung an.

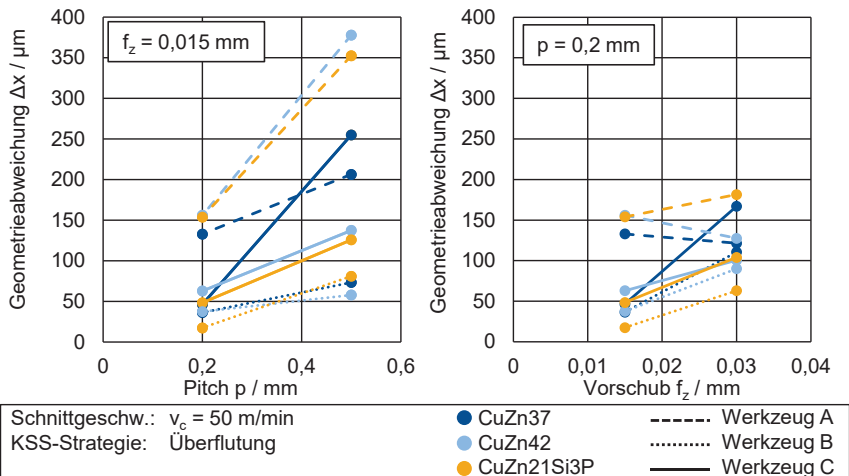


Abbildung 4.12: Verlauf der Geometrieabweichung der tauchgefästen Kavität in x-Richtung Δx an der Werkzeugaustrittsseite in Abhängigkeit von Werkstoff, Werkzeug, Pitch und Vorschub

Geometric deviation of the plunge milled cavity in x-direction Δx at tool exit side depending on workpiece material, tool, pitch and feed

Bei der Bearbeitung von CuZn37 mit Werkzeug C verfünffachte sich die seitlich Geometrieabweichung Δx näherungsweise bei einer Erhöhung des Pitches p um einen Faktor von 2,5. Eine Verdreifachung von Δx wurde durch eine Verdopplung des Vorschubs f_z erzeugt. Mutmaßliche Ursache dafür war mangelhafter Spanabtransport

aufgrund der schmalen Spankammern von Werkzeug C ($z = 4$) im Vergleich zu den Werkzeugen A und B ($z = 2$).

Bei der Bearbeitung von CuZn21Si3P und CuZn42 mit Werkzeug A traten aufgrund der in Relation zu den angewandten Vorschüben f_z großen Schneidkantenverrundung r_β wesentlich höhere radiale Zerspankraftkomponenten als bei Verwendung des Werkzeugs B auf (vgl. Kapitel 4.3.2, Abbildung 4.10). Dadurch war die Biegebelastung der Werkzeuge vergrößert und die gefrästen Kanäle wurden zur Seite versetzt. In diesem Fall bewirkte die Verdopplung des Vorschubs von $f_z = 0,015$ mm auf $f_z = 0,03$ mm bei der Bearbeitung von CuZn37 und CuZn42 eine Verringerung der seitlichen Geometrieabweichung Δx um 5 - 19 %. Mutmaßliche Ursache dafür war ein geringer Einfluss von Kraftüberhöhungen durch Reib- und Quetschvorgänge bei der Spannbildung.

Zusammenfassend ließ sich festhalten, dass im untersuchten Parameterbereich der Effekt des Pitches auf die Geometrieabweichung Δx größer war als jener des Vorschubs. Darüber hinaus war der Einfluss des Werkzeugs auf Δx größer als jener des Werkstoffs. Instabile Bearbeitungsbedingungen bei der Bearbeitung von CuZn37 mit Werkzeug C und bei der Bearbeitung mit Werkzeug A erzeugten besonders große seitliche Abweichungen Δx der Kavität von ihrer Sollgeometrie. Eine quantitative Untersuchung der Eingangsgrößen auf die Zielgröße Δx erfolgt in Kapitel 4.4 anhand einer Paretoanalyse. Die Abweichungen in y-Richtung war wesentlich geringer als in x-Richtung und wurde daher nicht eingehend betrachtet.

Korrelation zwischen Zerspankraft und seitlichem Versatz der Kavität

Abweichungen von der Sollgeometrie der durch Tauchfräsen gefertigten Kavitäten wurden maßgeblich durch radial in das Werkzeug eingeleitete Zerspankraftkomponenten und die daraus resultierende Werkzeugabdrängung verursacht. Zum Beleg dieses Erklärungsansatzes wurde die Korrelation zwischen dem Maximum der Zerspankraftkomponente in x-Richtung $F_{x,max}$ und der maximalen Abweichung von der Sollgeometrie Δx an der Werkzeugaustrittsseite untersucht (Abbildung 4.13) und die Durchbiegung des Werkzeugs simulativ abgeschätzt. $F_{x,max}$ bezeichnet dabei den Mittelwert aus zwei tauchgefrästen Kavitäten des höchsten Anstiegs der Zerspankraftkomponente in x-Richtung (vgl. Abbildung 4.8).

Für die Bewertung der Korrelation wurde eine lineare Ansatzfunktion verwendet. Es wurden die Versuchspunkte des Tauchfräsens mit Werkzeug B ausgewählt, bei denen in den zuvor beschriebenen Untersuchungen keine Einflüsse durch den Spanabtransport oder Ploughing-Effekt identifiziert wurden. Dabei wurde nicht nach dem Werkstoff oder den Schnittparametern differenziert, da im elastischen Fall ohne weitere Nichtlinearitäten nur die Steifigkeit des Systems aus Werkzeug, Bauteil, Aufspannung und Maschine relevant ist.

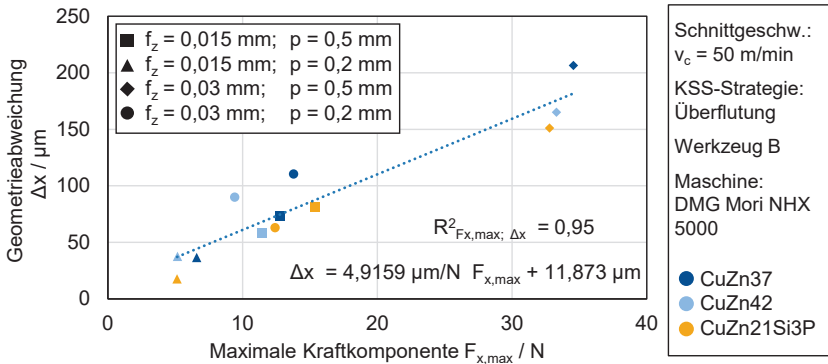


Abbildung 4.13: Korrelation zwischen maximaler Zerspankraftkomponente in X-Richtung und Geometrieabweichung Δx beim Tauchfräsen mit Werkzeug B [BAIE21a]
Correlation between maximal cutting force in X-direction and geometric deviation Δx in plunge milling with tool B [BAIE21a]

Der empirische Korrelationskoeffizient betrug im betrachteten Fall:

$$r_{F_{x,\text{max}};\Delta x} = \frac{\sum_{i=1}^{12} (F_{x,\text{max},i} - \bar{F}_{x,\text{max}})(\Delta x_i - \bar{\Delta x}_i)}{S_{F_{x,\text{max}}} S_{\Delta x}} = 0,95 \quad (4.1)$$

Es lag also eine lineare Korrelation zwischen der maximalen Zerspankraftkomponente in x-Richtung und der Abdrängung Δx des gefrästen Kanals vor. Interpretiert man die Steigung der Ausgleichsgeraden m_{kor} als Nachgiebigkeit des Gesamtsystems c_{kor} so erhält man die in Formel (4.2) dargestellte Gesamtsteifigkeit. Der Abzissenabschnitt der Ausgleichsgeraden von $k = 11,87 \mu\text{m}$ sollte im rein elastischen Fall Null betragen und ist ein Hinweis auf mögliche Nichtlinearitäten im betrachteten realen System. Diese können durch den Einfluss des Spanabtransports, Spiel in den Aufspannungen oder Messabweichungen entstehen. Für die weitere Betrachtung des idealelastischen Falls wird er daher nicht herangezogen.

$$c_{\text{kor}} = \frac{1}{m_{\text{kor}}} = 0,203 \text{ N}/\mu\text{m} \quad (4.2)$$

Zwecks Validierung dieser Korrelation wurde die Steifigkeit des Werkzeugs simulativ mit der Software Solidworks 2019 SP5.0 von der Fa. DASSAULT SYSTÈMES mit der Finite-Elemente-Methode bestimmt. Das Modell des Werkzeugs wurde vom Werkzeughersteller GÜHRING bereitgestellt und enthielt keine detaillierte Schneidengeometrie. Im Bereich der Schneiden an der Werkzeugspitze wurde das Werkzeug als zylindrisch angenommen mit dem Kerndurchmesser $d = 1,5 \text{ mm}$. Der Elastizitätsmodul des verwendeten Hartmetalls wurde zu $E = 580 \text{ GPa}$ abgeschätzt. Der Werkzeugschaft wurde, wie auch im realen Versuch, als vollständig fest eingespannt modelliert. Das System aus Werkzeugmaschine, Spannmitteln, Messtechnik und Bauteil wurde als ideal steif angenommen und nicht modelliert, da die geringste Einzelsteifigkeit im Bereich des Werkzeugs erwartet wurde. Ein mögliches Abstützen der Umfangsschneiden

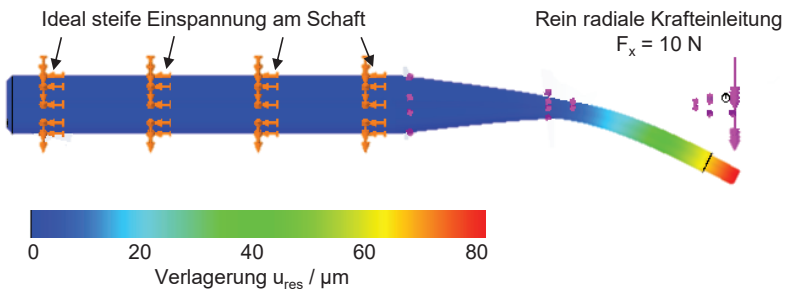
an der Kavitätinnenwand wurde ebenfalls nicht modelliert, da es unter den gegebenen Bedingungen nicht quantifizierbar war.

Die Last von $F_x = 10$ N wurde statisch und rein radial am Schneideckenradius in das Werkzeugmodell eingeleitet. So wurde eine Auslenkung der Werkzeugspitze von $\Delta x_{sim} = 84,2 \mu\text{m}$ ermittelt (Abbildung 4.14). Die Verformung wurde als rein elastisch betrachtet. Es galt daher für die Steifigkeit an der Werkzeugspitze c_{sim} :

$$c_{sim} = \frac{F_x}{\Delta x_{sim}} = 0,119 \text{ N}/\mu\text{m} \quad (4.3)$$

Diese simulativ ermittelte Steifigkeit c_{sim} war wesentlich geringer als die aus der empirischen Korrelationsanalyse ermittelte Steifigkeit $c_{kor} = 0,203 \text{ N}/\mu\text{m}$. Mögliche Erklärungsansätze für diese Differenz lauteten:

- Nichtlineare Effekte im Tauchfräsprozess, die zu einer Erhöhung der gemessenen Maximalkraft führen
- Zu geringer Elastizitätsmodul des Hartmetalls im Simulationsmodell
- Eingriff bzw. Abstützen der Umfangsschneiden in der Kavität (vgl. nächste Seiten)
- Ungenauigkeit des linearen Modells aus dem Abzissenabschnitt (mögliche Ursachen s.o.)



Werkzeuggeometrie: Werkzeug A und B	Eingeleitete Radialkraft: $F_x = 10$ N
Elastizitätsmodul $E = 580$ GPa	Maximale Verformung: $\Delta x_{sim} = 84,2 \mu\text{m}$
Verwendete Software: DASSAULT SYSTÈMES Solidworks 2019 SP5.0	

Abbildung 4.14: Simulative Abschätzung der Werkzeugsteifigkeit
Assessment of tool stiffness using simulation

Topografie und Rauheit der Werkstückoberfläche

Die in Pitchrichtung aufgetrennten Versuchsbauteile wurden per Auflichtmikroskop analysiert (Abbildung 4.15). Durch die prozessspezifische Kinematik in Kombination mit der Überlagerung einzelner Schneideneingriffe entstand in anderen Untersuchungen bei höheren Vorschüben eine schuppenartige Oberflächenstruktur (vgl. Kapitel 2.3.2). Diese wurde durch Eingriffe der Umfangsschneiden während des Rückhubs

aufgrund von elastischer Rückfederung von Werkzeug und Werkstück verursacht und von WITTY als Scallopstruktur bezeichnet [WITT14, S. 49].

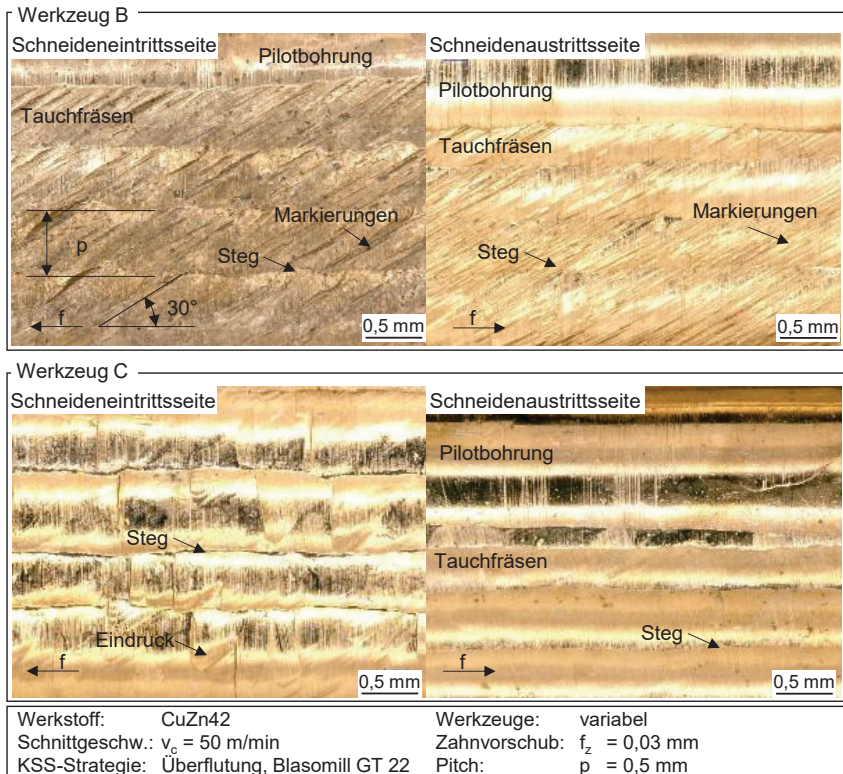


Abbildung 4.15: Oberfläche der Innenseite der tauchgefrästen Kavitäten
Surface of the plunge milled cavities

Bei der Tauchfräsbearbeitung mit Werkzeug B (Abbildung 4.15 oben) war die mikroskopische Oberflächenstruktur der untersuchten Bauteile durch kratzerartige Markierungen geprägt. Die für das Tauchfräsen typische Scallopstruktur war deshalb nicht sichtbar. Diese Markierungen waren stets in einem Winkel von etwa 30° zur Vorschubrichtung orientiert, was dem Drallwinkel $\delta = 30^\circ$ des Versuchswerkzeugs entsprach. Verursacht wurden diese Oberflächenmarkierungen durch Eingriffe der Umfangsschneiden. Diese entstanden durch die Durchbiegung des Werkzeugs infolge der Zerspankraft bzw. elastische Rückfederung. Die Oberflächenrauheit war infolge der Markierungen mit $R_z = 10,5 \mu\text{m}$ um eine Größenordnung höher als die kinematische Rautiefe $R_t = 1,131 \mu\text{m}$. Dies deutete auf eine maßgebliche Beeinflussung des Prozesses durch die sehr hohen Zerspankraftkomponenten und eine insgesamt geringe Prozessstabilität hin. Für die kinematische Rautiefe gilt [KLOC08, S. 58]:

$$Rt = r_e - \sqrt{r_e^2 - \frac{f_z^2}{4}} = 1,131 \mu\text{m} \quad (4.4)$$

Beim Tauchfräsen mit Werkzeug C (Abbildung 4.15 unten) entstanden keine entsprechenden Oberflächenmarkierungen. Die Oberfläche war durch kleinere Kratzer geprägt, deren Winkel nur abschnittsweise konstant waren. Diese Kratzer wurden mutmaßlich durch das Einguetschen von Spänen zwischen dem Werkzeug und der neu erzeugten Werkstückoberfläche. Ein Hinweis darauf war das gehäufte Auftreten von verformten Spänen bei der Bearbeitung mit diesem Werkzeug (vgl. Abbildung 4.6). Im Vergleich zur Bearbeitung mit den Werkzeugen A und B waren die Spankammern von Werkzeug C aufgrund der höheren Zähnezahlschmalere, sodass weniger Raum für den Spanabtransport bereitstand. Dadurch stieg die Wahrscheinlichkeit eines Einklemmens des Spans zwischen Werkzeug und Bauteilinnenwand.

Die durch Tauchfräsen gefertigte Oberfläche entstand durch das Überlappen zylindrischer Werkzeugeingriffe. Im Übergangsbereich zweier Schnitte entstanden durch diese Kinematik makroskopisch Stege. Dies war sowohl bei $p = 0,5 \text{ mm}$ als auch bei $p = 0,2 \text{ mm}$ der Fall. Der Verlauf dieser Stege war dabei nicht geradlinig, sondern infolge von Auslenkungen des Werkzeugs ungleichmäßig. Er unterschied sich maßgeblich zwischen der rechten und linken Bauteilseite beziehungsweise der Schneidenein- und -austrittsseite. Unabhängig vom bearbeiteten Werkstoff und dem verwendeten Werkzeug waren die Stege auf der Schneideneintrittsseite wesentlich ungleichmäßiger geformt als auf der gegenüberliegenden Schneidenaustrittsseite, was einen entsprechenden Verlauf des Zerspanwerkzeugs hindeutet. Bei der Bearbeitung mit Werkzeug C (Abbildung 4.15 unten) entstanden an der Schneideneintrittsseite einzelne Abschnitte, in denen die mikroskopischen Kratzer eine andere Orientierung als im restlichen Bauteil aufwiesen. Diese waren teilweise mit Eindrücken in der Oberfläche verbunden. Ein Erklärungsansatz für die unterschiedliche Oberflächenstruktur im Bereich des Schneidenein- bzw. -austritts liegt in Reib- und Quetscheffekten im Bereich des Schneideneintritts. Beim Tauchfräsen erfolgt der Schneideneintritt mit einem flachen Winkel bzw. mit sehr kleinen Spanungsdicken (vgl. Abbildung 2.8). Im Bereich des Schneideneintritts ist daher Ploughing und entsprechende Werkzeugabdrängung besonders wahrscheinlich. Im Bereich des Schneidenaustritts befand sich die Schneide noch im Werkstoff, sodass die Neigung zum Ploughing und damit die Werkzeugabdrängung geringer war. Eine valide Messung des Verlaufs des seitlichen Versatzes Δx über die Eintauchtiefe mit einer Koordinatenmessmaschine war aufgrund der geringen Abmessungen und der großen Abweichungen nicht möglich.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Bauteilqualität beim Tauchfräsen von bleifreien Messingen unter den gegebenen Randbedingungen nicht den industriell üblichen Anforderungen entsprach. Die gefertigten Kavitäten wiesen nicht die in der Elektroindustrie geforderte Bearbeitungsgenauigkeit im Bereich $10 \mu\text{m} \leq \Delta x_{\text{max}} \leq 50 \mu\text{m}$ auf, da die Werkzeuge während der Bearbeitung seitlich abgedrängt wurden. Diese seitliche Abdrängung Δx war bei der Bearbeitung mit Werkzeug

B proportional zur maximalen Zerspankraftkomponente in dieser Richtung $F_{x,max}$. Die Oberflächen im Inneren der Kavitäten wiesen Markierungen durch ungewollte Eingriffe der Umfangsschneiden sowie insbesondere an der Schneideneintrittsseite einen unregelmäßigen Verlauf der Stege zwischen den Werkzeugeingriffen auf. Diese Merkmale sind Belege dafür, dass die Prozessstabilität gering war. Als qualitativ größte Einflussgrößen auf die seitliche Werkzeugabdrängung wurden die Werkzeuggeometrie sowie die Schnittparameter Vorschub und Pitch identifiziert.

4.3.4 Werkzeugverschleiß

Tool wear

Der Werkzeugverschleiß wurde beim Tauchfräsen von CuZn42 nach 7200 Schnitten, bzw. einem Vorschubweg je Schneide von $l_{f,z} = 43,2$ m oder einer Schnittzeit von 336 min ermittelt (Abbildung 4.16). Beim Tauchfräsen mit den Werkzeugen A und B trat im Bereich des Übergangs zwischen der Stirnschneide und der Schneidenecke ein gleichmäßig fortschreitender Abrasivverschleiß auf. Die Beschichtung des Werkzeugs A wurde im Bereich der Schneidenecke abgerieben. Die maximale Verschleißmarkenbreite betrug $VB_{max} = 12 \mu\text{m}$ nach dem Tauchfräsen mit Werkzeug A und $VB_{max} = 18 \mu\text{m}$ unter Verwendung des unbeschichteten Werkzeugs B.

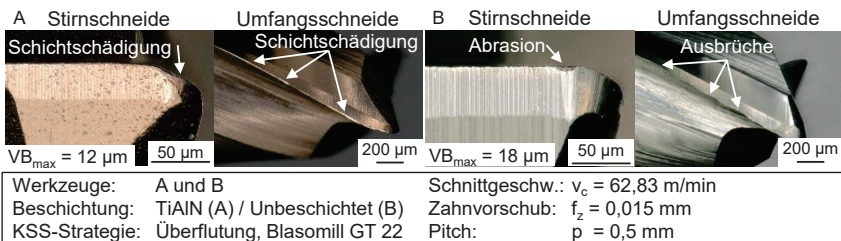


Abbildung 4.16: Werkzeugverschleiß beim Tauchfräsen von CuZn42 nach $l_{f,z} = 43,2$ m Vorschubweg je Schneide mit Werkzeugen A und B

Tool wear in plunge milling of CuZn42 after $l_{f,z} = 43,2$ m feed per tooth with tools A and B

An den Umfangsschneiden entstanden bei beiden Werkzeugvarianten Verschleißerscheinungen durch Ausbrüche oder Schichtschädigung. Dies geschah außerhalb des Spanungsquerschnitts. Die Verschleißerscheinungen wurden daher auf die Interaktion zwischen den Umfangsschneiden und der Bauteilwand zurückgeführt. Die hohe Prozessdynamik (vgl. Kapitel 4.3.2) verstärkte die Belastung der Umfangsschneiden in diesem Bereich zusätzlich zur elastischen Rückfederung des Werkstücks und Werkzeugs. Durch solche zufällig auftretenden Ausbrüche kann es bei längerer Verwendung zum Bruch des gesamten Werkzeugs kommen. Hinsichtlich der Prozesssicherheit wurde deshalb das Auftreten dieser Ausbrüche an den Umfangsschneiden als kritischer eingestuft als der kontinuierliche Freiflächenverschleiß an den Hauptschneiden. Es existieren bereits Anwendungsempfehlungen zur Reduktion des Freiflächenverschleißes beim Drehen und Bohren [NOBE13, NOBE16a]. Im weiteren Verlauf der

Arbeit werden daher die Steigerung der Prozessstabilität und der Bearbeitungsgenauigkeit priorisiert.

4.4 Systematische Bewertung werkzeug- und prozesseitiger Einflussgrößen

Systematic evaluation of tool and process influencing factors

Die Bewertung basiert auf den zuvor vorgestellten experimentellen Ergebnissen, die einem vollfaktoriellen Versuchsplan folgten (vgl. Kapitel 4.2). Im Folgenden werden zunächst die im Prozess wirksamen Größen analysiert und anschließend durch eine Paretoanalyse bewertet, um deren Relevanz zu beurteilen. Zudem werden die Haupteffekte und Wechselwirkungen in einer Sensitivitätsanalyse beschrieben. Die auf den Prozess wirkenden Größen wurden nach TAGUCHI in Steuergrößen und Störgrößen eingeteilt [TAGU87] (Abbildung 4.17). Störgrößen sind nicht gezielt beeinfluss- oder vorhersehbar und wurden daher nicht weiter berücksichtigt. Steuergrößen waren die werkzeug- und prozesseitigen Einstellgrößen. Diese werden in der statistischen Versuchsplanung als Faktoren definiert und die damit erzielten Ergebnisse nach definierten mathematischen Regeln ausgewertet. Als Ergebnis wird ein empirisches Modell erarbeitet, das den Zusammenhang zwischen Faktoren und Zielgrößen quantitativ beschreibt.

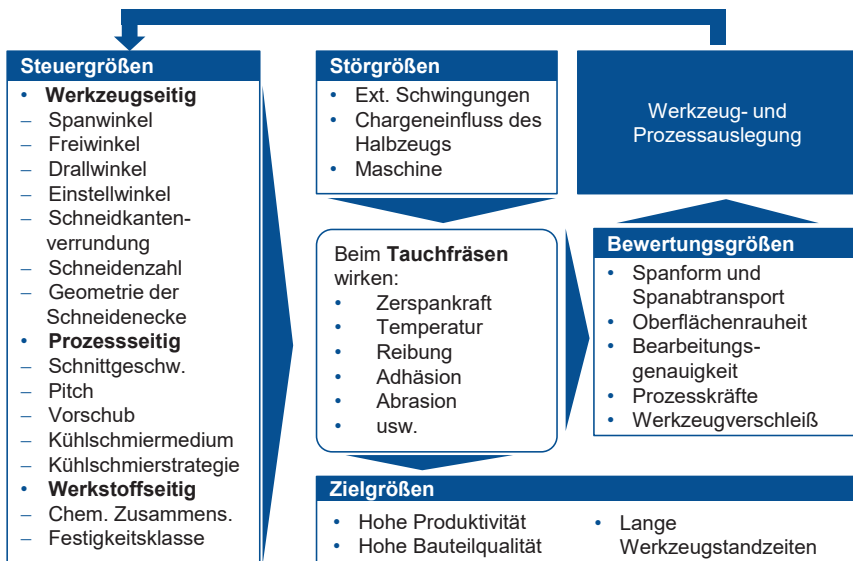


Abbildung 4.17: Prozesssicht des Tauchfräsprozesses mit Aufteilung der Eingangsgrößen in Steuer- und Störgrößen nach [TAGU87]

Process view of plunge milling with differentiation between control values and disturbances [TAGU87]

Ziel der Auswertung war zunächst eine grobe Identifikation der relevanten Einflussgrößen als Grundlage für weitere Untersuchungen zur Werkzeug- und Prozessauslegung im weiteren Verlauf dieser Arbeit. Die Verwendung eines vollfaktoriellen Versuchsplans ist günstig, um Wechselwirkungen analysieren zu können. Da der Umfang von vollfaktoriellen Versuchsplänen mit zunehmender Faktorenzahl exponentiell steigt, werden alle Eingangsgrößen aus den zuvor vorgestellten experimentellen Untersuchungen als Faktoren verwendet:

- Pitch p , 2 Stufen
- Vorschub f_z , 2 Stufen
- Werkzeug, 3 Stufen
- Werkstoff, 3 Stufen

Die werkzeugseitigen Faktoren wurden zunächst im Faktor „Werkzeug“ zusammengefasst. Dies ermöglicht also nur eine Differenzierung zwischen den in Kapitel 4.2 ausgewählten Versuchswerkzeugen und keine Bewertung einzelner Merkmale der Werkzeuggeometrie. Eine systematische Analyse und die Optimierung der Werkzeuggeometrie erfolgen in Kapitel 5. Die Schnittgeschwindigkeit v_c hatte einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Bauteilqualität [BAIE21b]. Sie wurde deshalb nicht als Faktor betrachtet, sondern nur die vorhandenen Versuchsergebnisse mit $v_c = 50$ m/min ausgewertet.

Alle weiteren Steuergrößen wurden konstant gehalten: Es wurde für alle Untersuchungen dasselbe Kühlschmiermedium mit derselben Zufuhrstrategie verwendet (vgl. Kapitel 4.2). Die Auskraglänge der Versuchswerkzeuge wurde konstant und so kurz wie möglich gehalten. Aufgrund der unterschiedlichen Geometrien gab es Unterschiede in der Auskraglänge zwischen den Werkzeugen A und B im Vergleich zu Werkzeug C. Der Einfluss der Störgrößen wurde ebenfalls so gering wie möglich gehalten, indem alle Untersuchungen, Messungen und Auswertungen durch jeweils dieselbe Person in einem Arbeitsgang durchgeführt wurden. Die Untersuchungen wurden über einen Zeitraum von vier aufeinanderfolgenden Kalenderwochen unter weitgehend konstantem Klima in der Versuchshalle durchgeführt. Als Zielgröße wurde die seitliche Auslenkung der tauchgefrästen Kavität Δx herangezogen, da diese in der industriellen Praxis die größte Relevanz hat und sie reproduzierbar quantitativ erfasst werden kann.

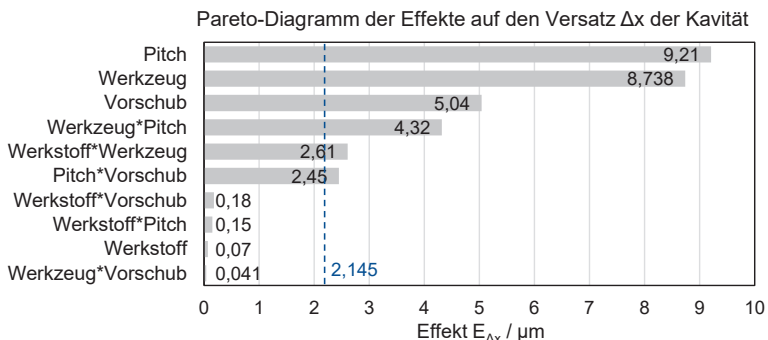
Zur Analyse wurden die standardisierten Effekte $E_{s,i}$ der einzelnen Faktoren im Vergleich zur Grundgesamtheit in einem Paretodiagramm gegenübergestellt. Der Einfluss eines Faktors auf die Zielgröße wird durch den standardisierten Effekt quantifiziert. Er ist das Ergebnis eines t-Tests, der die Nullhypothese überprüft [MINI23]. In Abhängigkeit von der Stufe eines Faktors werden die Mittelwerte über alle Messwerte in Relation zur gesamten Standardabweichung σ miteinander verglichen. Mit dem arithmetischen Mittelwert μ_i aller Versuchsergebnisse auf der zu bewertenden Faktorstufe (z.B. Werkstoff = CuZn37) und dem Mittelwert μ_j aller anderen Versuchsergebnisse gilt für den standardisierten Effekt:

$$E_{s,i} = \frac{\mu_i - \mu_j}{\sigma} \quad (4.5)$$

Anschließend wurden die statistisch signifikanten standardisierten Effekte und Wechselwirkungen in einem Diagramm dargestellt. Wechselwirkungen beschreiben den Einfluss der gleichzeitigen Variation mehrerer Faktoren (z.B. Pitch und Vorschub) auf die Zielgröße. Alle Berechnungen wurden mit der Software Minitab 19 von MINITAB LLC durchgeführt. Dort wurde automatisch ein t-Test für jeden Faktor und jede Wechselwirkung zum Nachweis der statistischen Signifikanz durchgeführt. Für sämtliche Untersuchungen wurde ein Signifikanzniveau („Irrtumswahrscheinlichkeit“) von $\alpha_{sn} = 0,05$ gewählt.

Im Paretdiagramm wurde alle Effekte und Wechselwirkungen erster Ordnung nach ihrer Effektstärke $E_{\Delta x}$ auf den seitlichen Versatz der gefertigten Kavität Δx sortiert (Abbildung 4.18). Nach dem gewählten Signifikanzniveau waren Effekte ab $E_{\Delta x} > 2,145$ μm statistisch signifikant. Die größten Haupteffekte hatten der Pitch p , das Werkzeug, und der Vorschub f_z . Statistisch signifikant waren ebenfalls die Wechselwirkungen von Werkzeug und Pitch ($E_{\Delta x} = 4,32$ μm), Werkstoff und Werkzeug ($E_{\Delta x} = 2,61$ μm) sowie Pitch und Vorschub ($E_{\Delta x} = 2,45$ μm).

Der Haupteffekt des Werkstoffs war sehr klein ($E_{\Delta x} = 0,07$ μm), da im Mittel ähnliche seitliche Abweichungen Δx beim Tauchfräsen der drei Versuchswerkstoffe ermittelt wurden. In einigen Versuchen traten bei Verwendung einzelner Werkzeug-Werkstoff-Kombinationen höhere seitliche Abdrängungen auf, die einen statistisch relevanten Effekt $E_{\Delta x}$ dieser Wechselwirkung verursachten. Der Zusammenhang zwischen einzelnen Werkzeuggeometriegrößen und dem Bearbeitungsergebnis wird im folgenden Kapitel näher untersucht.



Prozess:	Tauchfräsen	Schnittgeschw.: $v_c = 50$ m/min
Maschine:	DMG Mori NHX 5000	KSS-Strategie: Überflutung, Blasomill GT 22

Abbildung 4.18: Paretdiagramm der Effekte auf den seitlichen Versatz Δx der tauchgefrästen Kavität

Pareto diagram of the effects on the displacement Δx of the cavity

Technologisch auffällig war darüber hinaus, dass der Effekt der Wechselwirkung des Werkzeugs mit dem Pitch statistisch signifikant war. Die Wechselwirkung des Werkzeugs mit dem Vorschub verursachte im Gegensatz dazu den geringsten aller untersuchten Effekte. Im Ergebnis zeichnete sich eine günstige Werkzeugauswahl also dadurch aus, dass eine Bearbeitung mit hohen Pitches bei hoher Bearbeitungsgenauigkeit möglich war. Zudem lag aufgrund der geringen Wechselwirkung der Schluss nahe, dass die Wahl des Vorschubs ohne Berücksichtigung des verwendeten Werkzeugs erfolgen kann. Dies ist in der Praxis jedoch nur eingeschränkt empfehlenswert. Dabei war zudem zu beachten, dass die alle vorhergehenden Schlussfolgerungen nur innerhalb des untersuchten Parameterbereichs belegt sind.

Die Haupteffekte und die als statistisch signifikant identifizierten Wechselwirkungen auf den seitlichen Versatz Δx wurden anschließend in Diagrammen aufbereitet (Abbildung 4.19). Der maßgebliche Einfluss des Werkzeugs zeigte einerseits, dass die Werkzeugauslegung hinsichtlich der Makro- und Mikrogeometrie wesentlichen Einfluss auf die erreichbare Bauteilqualität hatte. Die günstigsten Ergebnisse wurden mit dem unbeschichteten Werkzeug B erreicht. Die Wechselwirkungen des Faktors Werkzeug mit den Faktoren Pitch und Werkstoff ermöglichten eine differenziertere Betrachtung. Bei niedrigeren Pitches ($p = 0,2 \text{ mm}$) war der Einfluss des Werkzeuges geringer als bei höheren Pitches ($p = 0,5 \text{ mm}$). Daraus ergibt sich die Herausforderung, eine Methode zur Werkzeugauslegung zu entwickeln, die eine hohe Produktivität durch möglichst hohe Pitches mit einem geringen Versatz des Tauchfräskanals kombiniert. Hinsichtlich der Wechselwirkung von Werkzeug und Werkstoff wurde eine gegenläufige Wechselwirkung ermittelt. Beim Tauchfräsen mit Werkzeug A entstanden die geringsten seitlichen Versätze Δx bei der Bearbeitung von CuZn37, während bei Einsatz der beiden anderen Werkzeuge in Kombination mit diesem Werkstoff größere Abweichungen Δx entstanden (vgl. Abbildung 4.12).

Ordinale Wechselwirkungen lagen im Falle der Wechselwirkung des Pitches mit dem Vorschub und mit dem Werkzeug vor. Das bedeutet, dass die Effekte gleichsinnig zu den jeweiligen Haupteffekten verliefen. Dies folgt daraus, dass mit zunehmendem Pitch und Vorschub bzw. zunehmendem Spanungsquerschnitt der seitliche Versatz Δx ebenfalls anstieg.

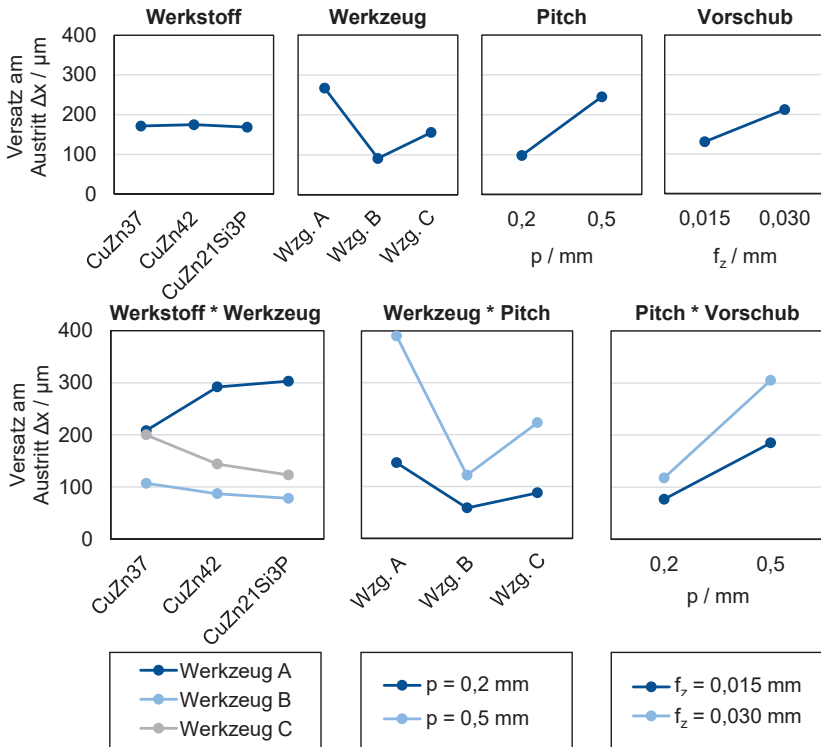


Abbildung 4.19: Statistisch relevante Haupteffekte und Wechselwirkungen der ausgewählten Faktoren auf den seitlichen Versatz Δx der tauchgefrästen Kavitäten
Statistically relevant main effects and interaction between influence factors on the displacement Δx of the cavity

4.5 Fazit und Ableitung der relevanten Einfluss- und Zielgrößen

Conclusion and deduction of the influence and target factors

Ziel dieses Kapitels und der ersten Forschungsfrage dieser Arbeit war die Identifikation der relevanten Zerspanbarkeitsprobleme beim Tauchfräsen bleifreier Messingwerkstoffe und die Ableitung relevanter Einfluss- und Zielgrößen. Deshalb wurde die Zerspanbarkeit der bleifreien Messingwerkstoffe CuZn21Si3P, CuZn37 und CuZn42 beim Tauchfräsen analysiert und eine Bewertung der Zerspanbarkeit in Abhängigkeit von Werkstoff, Schnittparametern und Werkzeug unter den aktuell in der Industrie angewandten Bedingungen vorgenommen. Zudem wurde der Effekt der Einflussgrößen auf die seitliche Abdrängung der tauchgefrästen Kavität Δx untersucht. Dies bildet die Grundlage für die Auswahl der Eingangs- und Zielgrößen im folgenden Kapitel.

Die folgenden prozessspezifischen Herausforderungen waren maßgeblich:

- Die Bauteilqualität wurde durch seitliche Abdrängung des Werkzeugs herabgesetzt. Branchentypische Toleranzen auf die Lage der tauchgefrästen Kavität wurden nicht eingehalten. Eine nachfolgende Räumbearbeitung wird dadurch erschwert.
- Die Zerspankraftkomponente in radialer Richtung war hoch und stieg über die Dauer eines Schnitts auf ein Vielfaches an. Dies führte sporadisch zu Werkzeugbrüchen.
- Es gab weitere Hinweise auf eine allgemein geringe Prozessstabilität wie beim Spanabtransport verformte Späne. Zusätzlich entstanden unregelmäßige Oberflächenmarkierungen im Inneren der gefertigten Kavitäten aufgrund von Eingriffen der Umfangsschneiden.

Als maßgebliche zerspantechnologische Zielgrößen wurden deshalb der seitliche Versatz der tauchgefrästen Kavität Δx und die radiale Zerspankraftkomponente F_{rad} identifiziert. Als mutmaßliche Hauptursache für den Anstieg der radialen Kraftkomponente und den großen seitlichen Versatz der Tauchfräswerkzeuge wurde Spanstau bzw. mangelhafter Spanabtransport identifiziert. Ein wichtiger Schritt in der weiteren Prozessauslegung ist daher die Untersuchung von prozesstechnischen Möglichkeiten zur Verbesserung des Spanabtransports.

Die Abhängigkeit der Zerspanbarkeit vom bearbeiteten Werkstoff war wesentlich geringer als vom Drehen bekannt [NOBE16a]. Dies wurde primär auf die prozessimmanente Schnittunterbrechung sowie die geringen Spannungsdicken beim Tauchfräsen zurückgeführt. Die verwendeten Werkzeuge unterschieden sich hinsichtlich ihrer Makro- und Mikrogeometrie und hatten maßgeblichen Einfluss auf die Bearbeitungsgenauigkeit und die Zerspankraftkomponenten.

Für die weiterführenden Untersuchungen zur Erstellung eines Gestaltungsmodells für die Prozessauslegung ist daher insbesondere das Verständnis von Betrag, Orientierung und zeitlichem Verlauf der Zerspankraft sowie von Spanbildung und Spanabtransport bedeutend. Relevanz haben daher die folgenden Eingangsgrößen:

- Werkzeuggeometrie: Spanwinkel γ , Einstellwinkel κ_r , Schneidenzahl z
- Schnittparameter bzw. Spannungsquerschnitt: Pitch p , Vorschub f_z
- Kühlschmierstrategie (Aus Untersuchungen zum Bohren bleifreier Messingwerkstoffe bekannt [NOBE13, NOBE16a])

Neben der Beantwortung der ersten Forschungsfrage dienen die Ergebnisse dieses Kapitels als Grundlage für die weiterführenden Untersuchungen, die in Kapitel 5 beschrieben werden.

5 Analyse zerspantechnologisch relevanter Ursache-Wirkzusammenhänge

Analysis of cause-effect relationships relevant to machining technology

Im vorherigen Kapitel wurde der Anstieg der radial am Werkzeug angreifenden Zerspankraftkomponente und die daraus folgende seitliche Werkzeugabdrängung als primäre Herausforderung beim Tauchfräsen bleifreier Messinge identifiziert. Als Grundlage für eine systematische Steigerung der Prozesssicherheit und Produktivität und zur Beantwortung der zweiten Forschungsfrage ist die systematische Analyse der zugrundeliegenden Ursache-Wirkzusammenhänge deshalb das übergeordnete Ziel dieses Kapitels. In Kapitel 5.1 wird die Hypothese überprüft, dass Spanstau die Hauptursache für die Kraftanstiege war. Anschließend wird die Spanbildung im Analogierversuch untersucht (Kapitel 5.2). Als Grundlage für das Gestaltungsmodell wird in Kapitel 5.3 der Einfluss der Werkzeuggeometrie auf die Zerspankraftkomponenten im Realprozess unter stabilen Bedingungen untersucht.

5.1 Analyse und Optimierung des Spanabtransports

Analysis and optimization of chip evacuation

Der Anstieg der radialen Zerspankraftkomponenten im zeitlichen Verlauf eines Schnitts war ursächlich für die geringe Bearbeitungsgenauigkeit und die sporadischen Werkzeugbrüche. Die Identifikation der zugrundeliegenden Wirkmechanismen ist Ziel dieses Abschnitts. In Kapitel 4.3.2 wurde die Hypothese aufgestellt, dass Spanstau in den Spankammern der Werkzeuge und den gefrästen Kavitäten die Hauptursache für den Anstieg der radialen Kraftkomponenten im Rahmen der Versuche in Kapitel 4 war. Diese Hypothese wird in den folgenden beiden Abschnitten überprüft.

Die Verwendung von gerichteter KSS-Zufuhr mit erhöhtem Druck bietet das Potential, den Spanabtransport zu verbessern und so Spanstau zu vermeiden. Das Einsatzpotential dieser Technologie wird in Kapitel 5.1.2 untersucht. Eine weitere prozesstechnologische Stellgröße zur Reduktion von Spanstau ist die Reduktion der Schneidenzahl z zur Vergrößerung der Spankammern. Dies wird in Kapitel 5.3 im Realprozess untersucht. Das periodische Ausfahren des Werkzeugs aus der Kavität ist ein weiterer Lösungsansatz. Dieser Ansatz wird hier nicht betrachtet, da dadurch die Produktivität reduziert wird und die komplexere Kinematik auf den in der Elektroindustrie üblichen kurvenscheibengesteuerten Mehrspindeldrehautomaten schwer umsetzbar ist. Alle Untersuchungen wurden mit dem Werkzeug C (vgl. Tabelle 4.6) durchgeführt, da damit die stabilsten Bearbeitungsbedingungen herrschten. Aufgrund des geringen Werkzeugverschleißes in der Zerspanbarkeitsanalyse (vgl. Kapitel 4.3.4) wurde angenommen, dass die Werkzeuggeometrie wesentlich größeren Einfluss auf die Prozessstabilität hatte als Schneidstoff und Beschichtung.

5.1.1 Analyse des Einflusses der Eintauchtiefe

Influence analysis of plunging depth

Ziel dieser Versuchsreihe war es, das Auftreten von verklemmten Spänen in den Spankammern des Werkzeugs und den gefertigten Kavitäten zu belegen. Diese verursachten vermutlich in besonderem Ausmaß den Anstieg der radialen Kraftkomponente über die Dauer eines Schnitts.

Der Versuchsaufbau aus Kapitel 4.2 wurde dazu erneut verwendet und die aus der Kavität abtransportierten Späne in einem Filterpapier aufgefangen (Abbildung 5.1). Zudem wurden die in den gefrästen Kavitäten verbliebenen Späne separat gesammelt. Die Eintauchtiefe l_f wurde dabei im Bereich von $l_f = 5$ mm bis $l_f = 8$ mm in sechs Stufen eingestellt, da in diesem Bereich in den vorherigen Untersuchungen der Übergang zwischen nahezu konstanter und schnell ansteigender Radialkraft stattfand (vgl. Abbildung 4.8). Der Pitch betrug $p = 0,4$ mm und der Vorschub $f_z = 0,02$ mm je Zahn. Die Auswahl des Werkzeugs erfolgte anhand der in Kapitel 4 erzielten Spanform. Die Spanform bei der Bearbeitung mit Werkzeug C wies die wenigsten Defekte auf, was als Hinweis auf relativ stabile Bearbeitungsbedingungen interpretiert wurde (vgl. Abbildung 4.4). Deshalb wurde dieses Werkzeug für die weiterführenden Untersuchungen verwendet. Die Werkzeuggeometrie wird in Tabelle 4.6 beschrieben.

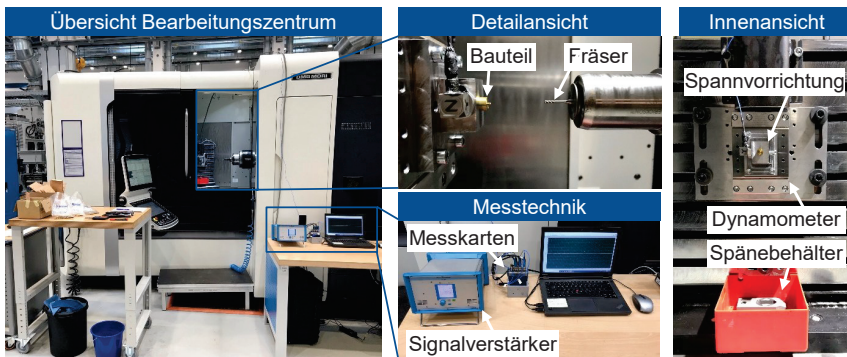


Abbildung 5.1: Versuchsaufbau für die weiterführenden Untersuchungen im realen Tauchfräsprozess

Experimental setup for further investigations in the real plunge milling process

Die Spansegmentierung war bei der Tauchfräsbearbeitung von CuZn21Si3P am deutlichsten ausgeprägt (vgl. Kapitel 4.3.1). Die Späne aus der Bearbeitung dieses Werkstoffes hatten im Vergleich zu CuZn37 und CuZn42 aufgrund der Segmentierung die geringste Steifigkeit und damit die geringste Neigung zum Verklemmen in der Spann- oder Kavität. Wenn bei der Bearbeitung von CuZn21Si3P Spanstau nachgewiesen wird, wird davon ausgegangen, dass dieser auch beim Tauchfräsen der Werkstoffe CuZn42 und CuZn37 stattfindet, da letztere Werkstoffe längere und zähere Späne

bilden (vgl. Kapitel 4.3.1, [NOBE13, NOBE16b]). Die Untersuchungen wurden daher mit dem Werkstoff CuZn21Si3P durchgeführt und anschließend mit den Werkstoffen CuZn37 und CuZn42 validiert.

Das Versuchswerkzeug C wurde unter der Prämisse entwickelt, eine möglichst hohe Biegesteifigkeit aufzuweisen. Aus diesem Grund hatte es einen kurz auskragenden Schaft und die Schneiden waren kürzer als der in das Bauteil eintauchende Schaftabschnitt (Abbildung 5.2 a). Auf diesem Weg wurde eine höhere Steifigkeit in der Umgebung der Einspannung erreicht als bei längeren Schneiden, was die Durchbiegung an der Werkzeugspitze unter radialer Last reduzierte. Die voll ausgebildeten Schneiden maßen $l_1 = 5,8$ mm von der Werkzeugspitze. In einem Bereich von l_1 bis $l_2 = 7,8$ mm gingen die Schneiden in den zylindrischen Abschnitt über und hatten keine ausgearbeitete Umfangsschneide. Die Umfangsschneiden hatten abseits der Werkzeugspitze einen auf $d = 1,8$ mm verringerten Durchmesser, um die Interaktion der Umfangsschneiden mit der gefrästen Kavität zu reduzieren.

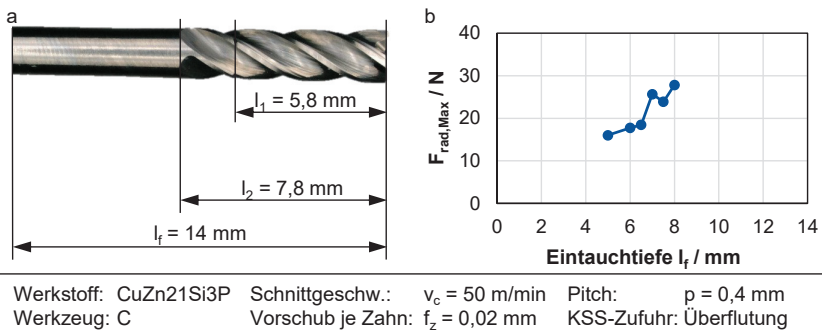


Abbildung 5.2: Detailansicht der Werkzeugspitze (a) und maximale Radialkraft $F_{rad,Max}$ beim Tauchfräsen von CuZn21Si3P in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe l_f (b)
Detail view of the tool tip (a) and maximum radial force $F_{rad,Max}$ depending on the plunge depth l_f (b)

Bis zu einer Eintauchtiefe von $l_f = 5$ mm betrug der Maximalwert der radialen Zerspankraft $F_{rad,max} = 16$ N (Abbildung 5.2 b). Bei größeren Eintauchtiefen bis $l_f = 8$ mm stieg diese Kraftkomponente bis auf $F_{rad,max} = 27,8$ N an.

Auch der Verlauf der Kraftkomponenten zeigte die zeitliche Korrelation des für den Spanabtransport verfügbaren Freiraums mit dem Anstieg der Radialkraft (Abbildung 5.3). Während die Vorschubkraft F_f über die gesamte Eintauchtiefe gleichmäßig war, ließ sich die radiale Kraftkomponente in zwei zeitliche Abschnitte einteilen: Zu Beginn des Schnitts wurde eine nahezu konstante Radialkraftkomponente F_{rad} aufgenommen. Ab einer Schnittzeit von etwa $t_c = 0,5$ s bzw. einer Eintauchtiefe von etwa $l_f = 5,5$ mm stieg die Radialkraft kontinuierlich bis zu einem Maximum an. Dieser höchste Peak wurde kurz nach dem Ende der Vorschubbewegung erreicht.

Der Beginn des Radialkraftanstiegs erfolgte zeitlich kurz vor dem Eintauchen des nicht verzahnten Bereichs des Werkzeugs (Abbildung 5.3). Dadurch wurde der Querschnitt verkleinert, durch den Späne aus der Kavität abtransportiert werden konnten. Es wurden also Späne in der Kavität sowie zwischen dem Werkzeugschaft und der Bauteilinnenwand eingeklemmt. Dies erzeugte eine radiale Kraft auf das Werkzeug, die zu einer weiteren Abdrängung führte. Die axial wirkende Vorschubkraft F_f stieg dabei nicht an.

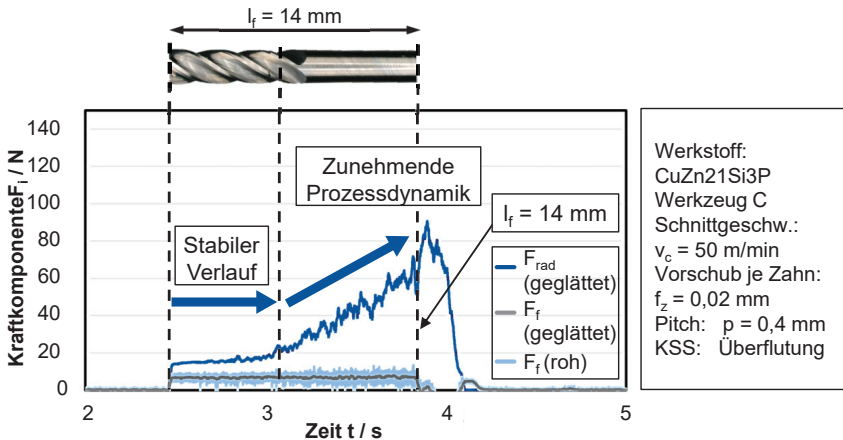


Abbildung 5.3: Maßstäbliche Gegenüberstellung von Zerspankraftkomponenten und im Bauteil befindlicher Werkzeuglänge
To-scale comparison of cutting force components and tell length inside the workpiece

Die Späne wurden getrennt aus der Kavität und dem externen Sammelbehälter dokumentiert. Bis zu einer Eintauchtiefe von $l_f = 6$ mm war ausschließlich der verzahnte Teil des Werkzeugs im Eingriff. Die bis dahin entstandenen Späne wurden vollständig aus der Kavität in den Spänebehälter abtransportiert und wiesen die für das Tauchfräsen typische konische Form auf (Abbildung 5.4). Bei größeren Eintauchtiefen ab $l_f = 7$ mm verblieben deformierte Späne in der Kavität. Die aus der Kavität herausgeführten Späne wiesen jedoch mehrheitlich keine Deformation auf.

Es wurde mit diesen Untersuchungen erwiesen, dass Spanstau den Anstieg der radialen Zerspankraftkomponente verursachte. Aus diesem Grund werden in den folgenden Abschnitten gezielt Wirkmechanismen betrachtet, die sich auf den Spanabtransport auswirken.



Abbildung 5.4: Spanformen in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe l_f in der tauchgefrästen Kavität und im Spänebehälter

Chip forms depending on the plunge depth l_f inside the plunge milled cavity and in the chip collection container

5.1.2 Einfluss der Kühlschmierstrategie

Influence of the lubricoolant strategy

Der mangelhafte Spanabtransport wurde im vorherigen Abschnitt als maßgebliche Ursache für die geringe Prozessstabilität identifiziert. Eine weitverbreitete Möglichkeit zur Verbesserung des Spanabtransports stellt die gezielte Zufuhr von Kühlschmierstoff (KSS) mit angepasstem Druck dar [SØRB06, SANG13, DÖBB17, KLOC18, S. 272 ff.]. Der KSS-Strahl übt eine hydrodynamische Kraft auf die Späne aus. Je nach Prozess können dadurch der Spankrümmungsradius reduziert und die Späne aus der Zerspanzzone evakuiert werden. Zusätzlich kann der KSS so eine bessere Kühlung und Schmierung bewirken. Für den in dieser Arbeit untersuchten Tauchfräsprozess ergibt sich daraus ein Potential, durch verbesserten Spanabtransport die Maxima der Radialkraft zu reduzieren. So können potentiell die Bearbeitungsgenauigkeit gesteigert und Werkzeugbrüche vermieden werden. Aus diesem Grund wurde der Einfluss der direkten Zufuhr von KSS auf die Zerspankraftkomponenten und die Bauteilqualität untersucht.

Für die Zerspanuntersuchungen wurden am Bearbeitungszentrum NHX 5000 von DMG MORI konstant eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50 \text{ m/min}$, ein Pitch von $p = 0,4 \text{ mm}$ und ein Vorschub von $f_z = 0,02 \text{ mm}$ je Zahn eingestellt. Die Emulsion aus 6 % Vasco TP von der Fa. BLASER SWISSLUBE wurde durch die Maschinenspindel und die Werkzeugaufnahme zugeführt. Der KSS-Druck der maschineninternen Pumpe betrug $p_{KSS} = 6 \text{ bar}$. Zusätzlich wurden über ein Hochdruckaggregat Drücke im Bereich von $p_{KSS} = 10 \text{ bar}$ bis $p_{KSS} = 50 \text{ bar}$ in fünf Stufen eingestellt. In Ergänzung dazu wurde auch das Tauchfräsen mit Überflutungskühlung und ohne KSS untersucht, um den Einfluss des KSS bewerten zu können und die Vergleichbarkeit mit Kapitel 4

herzustellen. Als Versuchswerkzeug wurde das Werkzeug C verwendet, dessen Geometrie in Tabelle 4.6 beschrieben ist. Es hatte vier koaxiale KSS-Kanäle, die am Übergang vom Schaft zum zylindrischen Werkzeugabschnitt aus dem Schaft austraten und in Richtung der Schneiden orientiert waren (Abbildung 5.5). Darüber hinaus wurde der Versuchsaufbau nicht verändert gegenüber Kapitel 5.1.1.

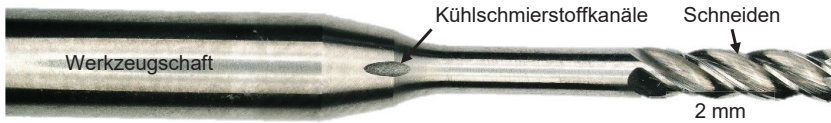
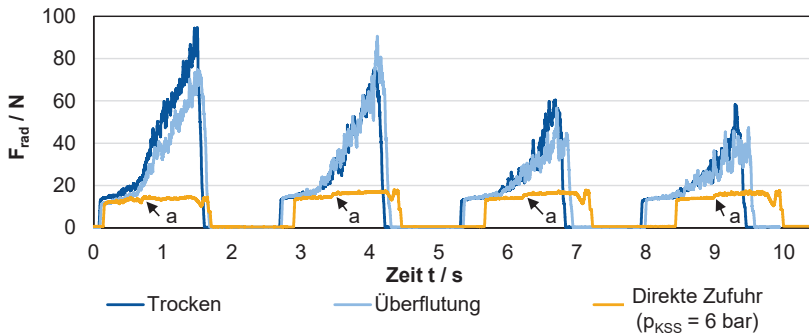


Abbildung 5.5: Anordnung der Kühlschmierstoffkanäle im Versuchswerkzeug C
Location of the lubricoolant supply channels in the tool C

Der zeitliche Verlauf der radialen Zerspankraftkomponente F_{rad} über vier aufeinanderfolgende Tauchfrässchnitte mit Überflutungskühlung, Trockenbearbeitung und direkter KSS-Zufuhr ist in Abbildung 5.6 dargestellt. Mit Überflutungskühlung wurden die Ergebnisse aus den vorhergehenden Kapiteln reproduziert: Kurz nach dem Eintritt des Werkzeugs in das Werkstück stieg F_{rad} aufgrund von Spanstau um ca. das Sechsfache bis zu einem Maximalwert an. Die Höhe des Peaks nahm mit jedem aufeinanderfolgenden Schnitt ab, da die Kavität und damit der Spanraum größer wurden. [BAIE22]



Werkstoff: CuZn21Si3P	Schnittgeschw.: $v_c = 50 \text{ m/min}$	Pitch: $p = 0,4 \text{ mm}$
Werkzeug: C	Vorschub je Zahn: $f_z = 0,02 \text{ mm}$	KSS-Druck: $p_{\text{KSS}} = 6 \text{ bar}$

Abbildung 5.6: Zeitlicher Verlauf der radialen Zerspankraftkomponente F_{rad} in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie [BAIE22]

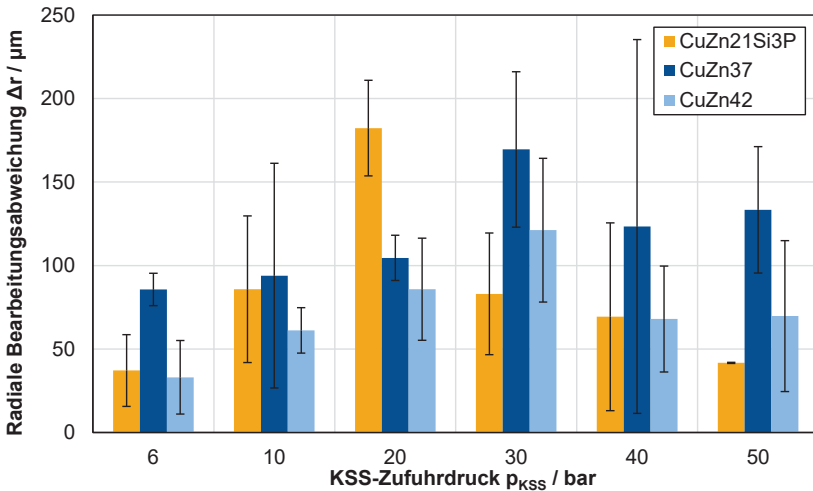
Radial cutting force component F_{rad} over time depending on lubricoolant strategy [BAIE22]

Mit Trockenbearbeitung trat ein qualitativ ähnlicher Verlauf auf. Das Kraftmaximum des ersten Schnitts war jedoch etwas höher als bei Verwendung von Überflutungskühlung. Dies wurde auf die fehlende Schmierwirkung bei der Trockenbearbeitung zurückgeführt. [BAIE22]

Bei direkter Zufuhr des KSS mit dem Druck der maschinenintegrierten Pumpe von $p_{\text{KSS}} = 6$ bar trat keine ausgeprägte Peakbildung auf. Dies deutete darauf hin, dass die erzeugten Späne durch die hydrodynamische Spülwirkung des KSS aus der Kavität abtransportiert wurden. Nach der Bearbeitung verblieben keine Späne im Werkstück. Die im Bearbeitungsraum der Maschine gesammelten Späne wiesen keine Deformation auf, es bildete sich also kein Spanstau mehr aus. Nach etwa $t_c = 0,5$ s Schnittdauer bzw. $l_f = 6$ mm Vorschubweg erhöhte sich F_{rad} stufenförmig um ca. 8 - 15 % (Markierung a in Abbildung 5.6). Dies korrelierte mit dem Eindringen des zylindrischen Werkzeugabschnitts in das Bauteil, was zu einer Verkleinerung des freien Querschnitts zwischen Werkzeugschaft und Bauteilöffnung führte. Ein Erklärungsansatz für den stufenförmigen Anstieg von F_{rad} war, dass der Spanabtransport erschwert, aber nicht unterbunden wurde. F_{rad} blieb im weiteren Verlauf des Schnitts nahezu konstant, der Prozess wurde also durch die Anwendung von direkter KSS-Zufuhr maßgeblich stabilisiert. [BAIE22]

Nach diesem Nachweis wurde untersucht, ob die Bearbeitungsgenauigkeit durch die Anwendung von direkter KSS-Zufuhr ebenfalls gesteigert wurde. Dazu wurde in weiteren Tauchfräsuntersuchungen mit den drei Versuchswerkstoffen CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P der KSS-Zufuhrdruck im Bereich $6 \text{ bar} \leq p_{\text{KSS}} \leq 50 \text{ bar}$ variiert. Erwartet wurde dabei, dass die Bearbeitungsgenauigkeit mit p_{KSS} steigt. Als Bewertungsgröße für die Bearbeitungsgenauigkeit wurde die radiale Abweichung Δr der Ist- von der Sollposition des Austritts des letzten von vier Tauchfräsübungen verwendet. Die Messung erfolgte am Auflichtmikroskop (vgl. Kapitel 4.3.3). Die jeweils geringste Abweichung Δr entstand entgegen der ursprünglichen Annahme beim Tauchfräsen aller drei Versuchswerkstoffe bei $p_{\text{KSS}} = 6$ bar (Abbildung 5.7). Unter Anwendung höherer Drücke, insbesondere im Bereich $p_{\text{KSS}} = 20 - 30$ bar lagen sowohl die Streuung als auch die Mittelwerte der Messergebnisse wesentlich höher. Einen möglichen Erklärungsansatz dafür lieferte der Einfluss der Fluidynamik auf den Spanabtransport. Der Versuchsaufbau war unterhalb des Werkstücks geschlossen, sodass nur eine kleine Menge KSS durch das Werkstück hindurch gespült werden konnte. Auch die Späne wurden mehrheitlich entgegen der Vorschubrichtung aus der Kavität gespült. Bei Erhöhung des KSS-Drucks nahm die kinetische Kraft des KSS entgegen der Spanablafrichtung zu. Der Spanabtransport war also bei höheren KSS-Drücken gegenüber einem $p_{\text{KSS}} = 6$ bar erschwert. Die verklemmten Späne übten somit eine höhere radiale Kraft auf die Werkzeuge aus, die zu einer Verlagerung führte. Die Anwendung von direkter KSS-Zufuhr mit $p_{\text{KSS}} = 6$ bar wurde deshalb als Empfehlung für die Prozessauslegung festgelegt.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass beim Tauchfräsen bleifreier Messinge der Spanabtransport durch den Einsatz von direkter KSS-Zufuhr wesentlich gegenüber der Überflutungskühlung verbessert wurde. Dadurch wurde das Auftreten von ausgeprägten Maxima in der Radialkraft eliminiert und somit die Prozesssicherheit gesteigert.



Werkzeug C	Schnittgeschw.: $v_c = 50$ m/min	Pitch: $p = 0,4$ mm
Vorschubweg: $l_f = 14$ mm	Vorschub je Zahn: $f_z = 0,02$ mm	KSS-Druck: variabel

Abbildung 5.7: Radiale Geometrieabweichung der tauchgefrästen Kavitäten unter verschiedenen KSS-Zufuhrdrücken

Radial geometry deviation of the plunge milled cavities depending on lubricant supply pressure

5.2 Analogieuntersuchungen zur Analyse von Spanform und Spanbildungsmechanismen

Analogy experiments for chip form and chip formation analysis

Im vorherigen Abschnitt wurde der Spanabtransport beim Tauchfräsen durch den Einsatz von direkter KSS-Zufuhr stabilisiert. Ziel dieses Abschnittes ist es, ein weiterführendes Verständnis der beim Tauchfräsen erzeugten Spanform zu erlangen. Dazu werden Analogieuntersuchungen im gebundenen Schnitt durchgeführt. Die so erzeugten Späne sind nicht durch die Interaktion mit der Kavität, den Spankammern des Werkzeugs oder weiteren Spänen beeinflusst. Untersucht wird der Einfluss der Werkzeuggeometrie und des Spanungsquerschnitts auf die Spanstauchung und die Spanquerschnittsfläche. Ein vertieftes Verständnis dieser Zusammenhänge bietet die Möglichkeit, die Spanform und damit den Spanabtransport bei der Werkzeug- und Prozessauslegung gezielt zu beeinflussen.

Vorbereitend für die Analogieuntersuchungen wird die sichelförmige Spanungsgeometrie in eine Abwicklung überführt (Kapitel 5.2.1). Anschließend wird ein Versuchsaufbau entwickelt (Kapitel 5.2.2) und die Spanstauchung λ_h und die Spanquerschnittsfläche A_{Span} analysiert (Kapitel 5.2.3). Die Spanquerschnittsfläche A_{Span} beschreibt die

vom gerollten Span überdeckte Fläche. Diese entspricht näherungsweise dem freien Querschnitt zwischen Werkzeug und Kavität, der zur Spanevakuierung erforderlich ist.

5.2.1 Transformation der Spanungsgeometrie

Transformation of the chip cross sectional area

Voraussetzung für die Übertragbarkeit von Ergebnissen aus Analogieuntersuchungen ist eine möglichst große Nähe zu den realen Prozessbedingungen. Der gebundene Schnitt unterscheidet sich vom freien orthogonalen Schnitt dadurch, dass nicht nur die Hauptschneide, sondern auch eine Schneidenecke und die Nebenschneide im Eingriff sind [KLOC18, S. 55 f.]. Dies bietet gegenüber Untersuchungen am realen Tauchfräsprozess die Vorteile, dass eine bessere Zugänglichkeit besteht und ein einzelner Schneideneingriff inklusive des Eingriffs der Schneidenecke gezielt untersucht werden kann. Um die Modulation der Eingriffsbreite $a_{sp}(\varphi)$ (vgl. Kapitel 2.3.1) über einen Werkzeugumlauf abbilden zu können, muss diese auch im Analogieversuch angewendet werden. Dazu werden im Folgenden die radialen und axialen Spanungsflächen definiert und beschrieben sowie eine Transformation vom rotatorischen zum translatorischen Schnitt entwickelt.

Der Spanungsquerschnitt hat wesentlichen Einfluss auf die Zerspankraftkomponenten und die Spanbildung [HOPP03, S. 183, PAUC08, S. 12]. Aufgrund der prozessspezifischen Kinematik ist beim Tauchfräsen neben dem Spanungsquerschnitt auch die sichelförmige axiale Spanungsfläche relevant, die durch die drehwinkelabhängige Spannungsbreite aufgespannt wird (vgl. Abbildung 2.8).

Der Spanungsquerschnitt wird analog dazu als radiale Spanungsfläche bezeichnet und liegt in der Werkzeug-Bezugsebene P_r , die senkrecht zur Schnitttrichtung orientiert ist und die Drehachse des Werkzeugs enthält. Die radiale Spanungsfläche besteht im hier betrachteten Fall aus zwei trapezförmigen Bereichen, in denen die Stirnschneide (Bereich I) und die Schneidenecke (Bereich II) im Eingriff sind (Abbildung 5.8). Aufgrund der lokal unterschiedlichen Einstellwinkel κ_r bzw. $\kappa_{r,\varepsilon}$ weichen die lokalen Spannungsdicken in diesen Bereichen voneinander ab. Die über den Schnitt veränderliche Spannungsbreite $a_{sp}(\varphi)$ beginnt an der Schneidenecke bei $a_{sp} = 0$ mm und erreicht ihr Maximum bei $a_{sp} = p$ (vgl. Kapitel 2.3.1).

Die Eckenfase fungiert als Übergang zwischen der Stirn- bzw. Hauptschneide und der Umfangsschneide. Sie dient zur Stabilisierung der Schneide, indem sie Ausbrüche aufgrund von mechanischer Überbelastung vermeidet. Da zudem eine geringere Prozessbeeinflussung durch geringe Spannungsdicke am Übergang zwischen Schneidenecke und Nebenschneide stattfand (vgl. Kapitel 4.3.1) als bei Werkzeugen mit runder Schneidenecke, wurden für die Untersuchungen Analogiewerkzeuge mit Eckenfase eingesetzt. Bei dem als Grundlage genutzten Werkzeug C betrug der Fasenwinkel $\varepsilon_r = 45^\circ$. Dieser entsprach dem Einstellwinkel $\kappa_{r,\varepsilon}$ in diesem Bereich, da der Neigungswinkel $\lambda_s = 0^\circ$ betrug. Aufgrund des Fasenwinkels wirkt ein Anteil der in diesem Bereich erzeugten Zerspankraft in radialer Richtung auf das Werkzeug (vgl. Kapitel 2.3.2,

[WITT14, S. 75 ff.]). Infolge der Winkellage trägt auch die Schnittnormalkraft zur radialen Kraftkomponente bei. Um möglichst geringe radiale Kraftkomponenten zu erzeugen, sind daher kleine Fasenbreiten b_γ von Vorteil. Bei der Werkzeugauslegung ist zu beachten, dass ein ausreichend hoher Widerstand gegen Eckenausbrüche erhalten bleibt. Die dazu erforderliche Fassenbreite bzw. der dazu erforderliche Eckenradius ist abhängig von den wirkenden mechanischen Belastungen und damit vom Werkstoff und von den Schnittparametern.

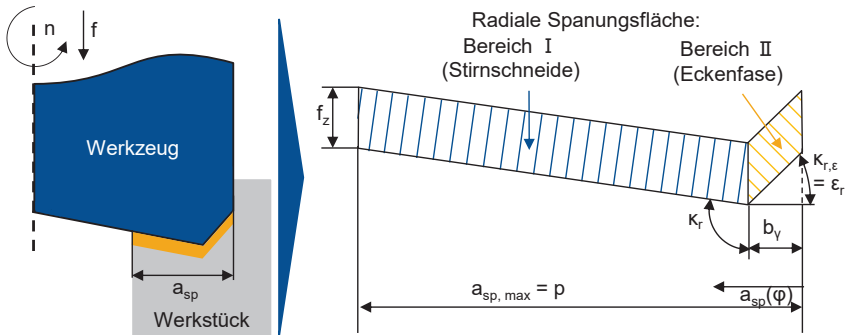


Abbildung 5.8: Eingriffsbedingungen und radiale Spannungsfläche (Spannungsquerschnitt) beim Tauchfräsen unter Einbeziehung der Eckenfase
Engagement conditions and uncut chip cross section in plunge milling considering the tools chamfer

Bei Werkzeugen mit einer Eckenfase anstelle eines Radius gibt es im Übergangsbereich zwischen Fase und Umfangsschneide keinen Bereich, in dem die Spannungsdicke gegen null geht [WITT14, S. 77]. Bei alleiniger Betrachtung der Kinematik ist die Umfangsschneide, die beim Tauchfräsen die Nebenschneide ist, nicht im Eingriff. Da im realen Prozess jedoch Kräfte in radialer Richtung das Werkzeug elastisch verformen, ist auch die Nebenschneide mit einer undefinierten, kraftabhängigen Spannungsdicke im Eingriff. Dies ist insbesondere unter instabilen Bearbeitungsbedingungen relevant und wurde deshalb hier nicht betrachtet.

Die axiale Spannungsfläche liegt in der Werkzeug-Rückebene P_p , die senkrecht zur Vorschubrichtung steht. Sie beinhaltet den Verlauf der Spannbreite über einen Schneideneingriff (Abbildung 5.9). Da die Schnittbewegung im gebundenen Schnitt linear ist und nicht rotatorisch wie beim Realprozess ist es notwendig, den Verlauf der Spannbreite zu modulieren. Dazu wurde eine Vorgehensweise nach WITTY verwendet [WITT14]. Beim Tauchfräsen gilt für die Spannbreite $a_{sp}(\varphi)$ in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel φ (vgl. Kapitel 2.3):

$$a_{sp}(\varphi) = \frac{d}{2} + p \cdot \sin(\varphi) - \sqrt{\frac{d^2}{4} - (p \cdot \cos(\varphi))^2} \quad (2.1)$$

Die Abwicklung des Querschnitts erfolgte entlang des äußeren Kreisbogens, da dieser die Bahn der Schneidenecke beschreibt. Die Länge dieses Kreisbogens entsprach der späteren Länge des linearen Schnitts l_{cu} , der vom Pitch p und dem Werkzeugdurchmesser d abhängig war (Formel (2.2)). Der folgende Ausdruck wurde für die Übertragung der rotatorischen in eine translatorische Schnittbewegung verwendet:

$$\varphi(l_{cu}) = \frac{l_{cu} \cdot 360^\circ}{\pi \cdot d} - \varphi_{sc} = \frac{l_{cu} \cdot 360^\circ}{\pi \cdot d} - \sin^{-1}\left(\frac{p}{d}\right) \quad (5.1)$$

Für die Spannsbreite $a_{sp}(l_{cu})$ im gebundenen Schnitt gilt damit:

$$a_{sp}(l_{cu}) = \frac{d}{2} + p \sin\left(\frac{l_{cu} \cdot 360^\circ}{\pi \cdot d} - \sin^{-1}\left(\frac{p}{d}\right)\right) - \sqrt{\frac{D^2}{4} - p \cos\left(\frac{l_{cu} \cdot 360^\circ}{\pi \cdot d} - \sin^{-1}\left(\frac{p}{d}\right)\right)^2} \quad (5.2)$$

Durch die Transformation des Spannsquerschnitts kann der Verlauf der Spannsbreite auf den gebundenen Schnitt übertragen werden. Im rotatorischen Schnitt nimmt die Schnittgeschwindigkeit entlang der Stirnschneide über den Werkzeugdurchmesser zu. Im Analogieprozess ist die Schnittgeschwindigkeit über die Schneidenlänge konstant und entspricht der maximalen Schnittgeschwindigkeit des Realprozesses, die an der Schneidenecke herrscht.

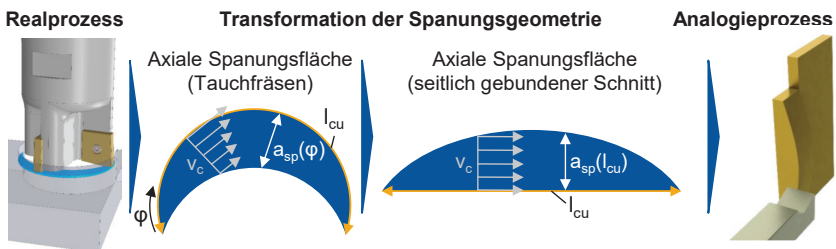


Abbildung 5.9: Abwicklung der axialen Spannsfläche für die Transformation in den Analogieprozess [WITT14]
Winding off of the radial cutting area for the transformation to the analogy process [WITT14]

In diesem Abschnitt wurde durch Betrachtung der axialen und radialen Spannsfläche die Grundlage für nachfolgende Analysen der Spannsgeometrie gelegt. Die Abwicklung der axialen Spannsfläche nach WITTY dient als Basis für die Gestaltung der Analogieuntersuchungen im folgenden Abschnitt [WITT14].

5.2.2 Versuchsaufbau der Analogieuntersuchungen

Setup for the analogy experiments

Die zuvor entwickelte Geometrie wurde in einen Versuchsaufbau für den gebundenen Schnitt überführt. Der Aufbau wurde auf einer Außenräummaschine vom Typ RASX 8x2200x600 M / CNC von der Fa. FORST realisiert (Abbildung 5.10). Für die Analogieuntersuchungen wurde die Kinematik der Maschine umgekehrt eingesetzt: Die Werkstücke wurden als Plättchen in den Räumbalken eingespannt und die Werkzeuge waren ortsfest auf dem Maschinentisch montiert. Durch die lineare Abwärtsbewegung des Räumbalkens wurde die für den Schnitt erforderliche Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeugecke erzeugt wie in Abbildung 5.9 rechts dargestellt.

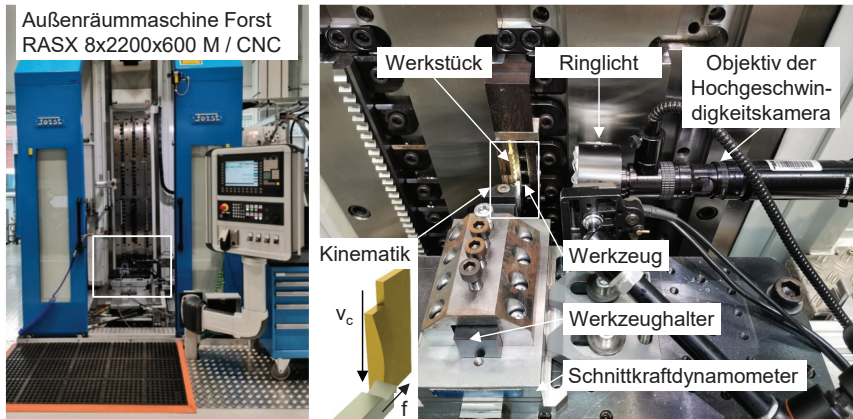


Abbildung 5.10: Versuchsaufbau auf der Außenräummaschine
Experimental setup on the external broaching machine

Dieser Aufbau ermöglichte es, die Spanbildung und den Spanablauf mittels Hochgeschwindigkeitsaufnahmen zu beurteilen. Dies geschah mit einer Hochgeschwindigkeitskamera vom Typ Phantom 7.3 von VISION RESEARCH. Mit einer piezoelektrischen Kraftmessplattform vom Typ 9257 B von der Fa. KISTLER wurden die Zerspankraftkomponenten bei einer Abtastrate von $f_{\text{Abtast}} = 20 \text{ kHz}$ gemessen. Auf der Kraftmessplattform waren die Werkzeuge mit einem Spannkäfig in einem Schafthalter aufgespannt.

Die Versuchsbauteile waren plättchenförmig und wiesen jeweils sechs gleiche Profile auf (Abbildung 5.11). Dadurch wurden sechs aufeinanderfolgende Schneideneingriffe des realen Tauchfräsens nachgebildet. Diese Profile hatten den Querschnitt des abgewinkelten Verlaufs der Spanbreite $a_{\text{sp}(l_{\text{cu}})}$ gemäß Formel (5.2). Die Geometrie entsprach einem Werkzeugdurchmesser $d = 2 \text{ mm}$ und einem Pitch von $p = 0,5 \text{ mm}$. Dies ergab eine Schnittlänge von $l_{\text{cu}} = 3,647 \text{ mm}$. Der Abstand zwischen den Profilen betrug $2,63 \text{ mm}$, was der nicht im Eingriff befindlichen Weglänge der Schneidenecke im realen Tauchfräsprozess entsprach. Die Profile waren von der Grundfläche der Werkstücke um $0,5 \text{ mm}$ abgehoben, um im Versuch ein Reiben der Schneidenecke

über die Grundfläche zu vermeiden. Die Werkstücke wurden durch CAD/CAM-gestützte Drahtfunkenerosion aus Rundstangen der Werkstoffe CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P gefertigt. Für die Untersuchungen wurden alle drei Versuchswerkstoffe aus Kapitel 4 ausgewählt, da eventuelle Unterschiede in der Spanbildung und der Spanform in diesem Abschnitt untersucht wurden.

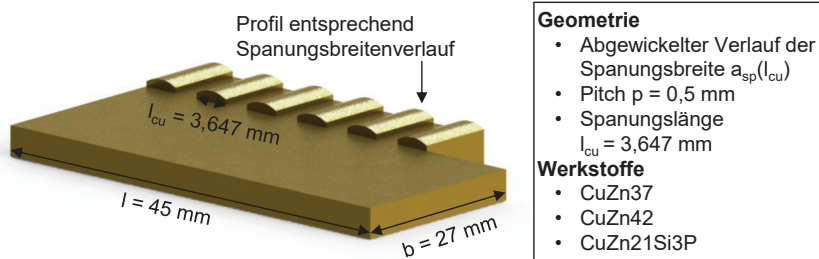


Abbildung 5.11: Bauteile mit abgewickelter axialer Spanungsfläche für die Analogieuntersuchungen

Workpieces with wound-off geometry for the analogy process

Die Versuchswerkzeuge wurden aus Einstechdrehplatten der Firma SANDVIK COROMANT vom Typ TM123-FB01-529891 gefertigt (Abbildung 5.12). Die Spanflächen waren geschliffen und die Freiflächen wurden durch Drahtfunkenerosion hergestellt. Die Hartmetallsorte H10F hatte eine mittlere Korngröße von $d_K = 0,8 \mu\text{m}$ und enthielt einen Massenanteil von $m_{Co} = 10 \%$ Cobalt als Binder. Die Geometrie der Werkzeuge war einer einzelnen Schneide des Tauchfräswerkzeugs C (vgl. Tabelle 4.6) nachempfunden. Eine Variation der Werkzeuggeometrie wurden anhand der geometrischen Größen Einstellwinkel κ_r , Spanwinkel γ und die Breite der Eckenfase b_γ (Tabelle 5.1) durchgeführt. Einstellwinkel $\kappa_r > 90^\circ$ können beim Tauchfräsen ein Minimum von Passiv- und Schnittkraft erzeugen [WITT14, S. 76], daher wurden neben dem Referenzwert $\kappa_r = 94^\circ$ aus dem Realprozess auch Werkzeuge mit $\kappa_r = 90^\circ$ und $\kappa_r = 98^\circ$ gefertigt.

Die Schnittkraft wirkt ebenfalls überwiegend radial auf das Werkzeug, weshalb der Spanwinkel γ der Werkzeuge variiert wurde. Die Breite der Eckenfase b_γ wurde variiert, um deren Einfluss auf Spanbildung und Zerspangkraftkomponenten gezielt identifizieren zu können. Die Variation wurde dabei jeweils ausgehend von einem Referenzwerkzeug mit $\kappa_r = 94^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, und $b_\gamma = 0,08 \text{ mm}$ für jeden der geometrischen Parameter durchgeführt. Die Schneidkanten der Werkzeuge wurden nicht gezielt präpariert und wiesen Schneidkantenradien im Bereich $4,7 \mu\text{m} \leq r_\beta \leq 6 \mu\text{m}$ auf.

Die Analogieuntersuchungen wurden bei einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50 \text{ m/min}$ ohne Kühlschmierstoff durchgeführt, um freie Sicht für die Hochgeschwindigkeitskamera zu haben. Der Vorschub wurde im Bereich $0,01 \text{ mm} \leq f \leq 0,03 \text{ mm}$ variiert. Bei der Versuchsdurchführung wurde durch Vorschritte sichergestellt, dass die jeweils untersuchte Schneidenecke vollständig im Eingriff war, bevor Messdaten aufgezeichnet und Späne für die Auswertung gesammelt

wurden. Es wurden je Versuchspunkt zwei Schnitte durchgeführt, deren Messgrößen bei der Auswertung gemittelt wurden.

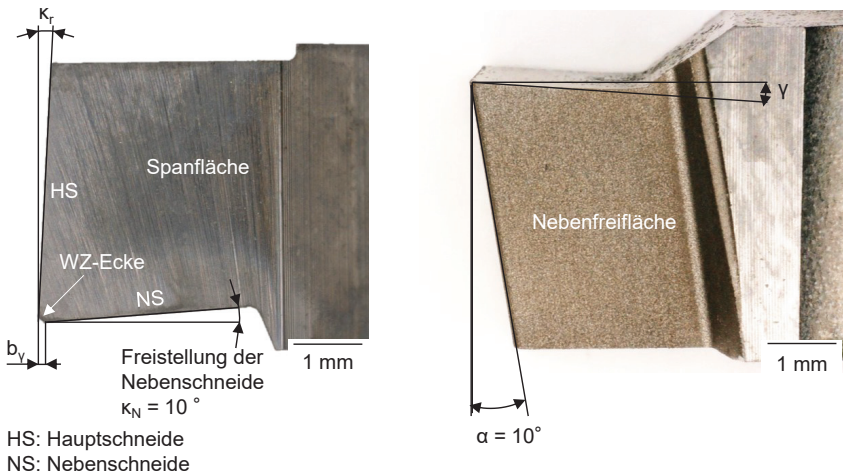


Abbildung 5.12: Geometrie der Analogiewerkzeuge
Geometry of the analogy tools

Tabelle 5.1: Werkzeuggeometrie für die Analogieuntersuchungen
Tool geometry for analogy experiments

Geometriegröße	Maß	Geometriegröße	Maß
Spanwinkel $\gamma / ^\circ$	2,5; 5*; 7,5; 10; 12,5	Freistellung der Nebenschneide $\kappa_N / ^\circ$	10
Freiwinkel $\alpha / ^\circ$	10	Schneidkantenradius $r_\beta / \mu\text{m}$	4,7 - 6
Breite der Eckenfase b_v / mm	0,02; 0,08*; 0,14	Schneidstoff-bezeich- nung	H10F (Fa. SANDVIK COROMANT)
Eckenfasenwinkel $\epsilon_r / ^\circ$	45	Mittlere WC-Korngröße $d_k / \mu\text{m}$	0,8
Einstellwinkel der Hauptschneide $\kappa_r / ^\circ$	90; 94*; 98	Bindergehalt $m_{co} / \%$	10
Neigungswinkel $\lambda_s / ^\circ$	0	* Referenzgeometrie	

5.2.3 Ergebnisse der Analogieuntersuchungen

Results of the analogy experiments

Zur Vermeidung von Spanklemmern sollten die Späne in Relation zu den Spankammern des Werkzeugs nicht zu groß sein [LAKN21]. Ziel dieser Untersuchung war es

deshalb, ein besseres Verständnis der Spanbildung beim Tauchfräsen zu erlangen und nachgelagert den Prozess so einstellen zu können, dass möglichst kompakte Späne erzeugt werden. Dazu wurde der Einfluss des Werkstoffs, des Vorschubs und der Werkzeuggeometrie auf die Spanstauchung und die Spanquerschnittsfläche untersucht.

Die Form der Späne folgte dem Verlauf der Spanungsbreite $a_{sp}(l_{cu})$, der zu beiden Enden hin gegen null ging (Abbildung 5.13). Der Spankrümmungsradius war über die Länge des Spans variabel da die Spanungsbreite über die Eingriffslänge moduliert. Aufgrund der translatorischen Schnittbewegung des gebundenen Schnitts rollten sich die Späne nicht wie im Realversuch konisch (vgl. Abbildung 4.3), sondern zylindrisch. Die Länge, die Dicke und der Krümmungsradius der Späne unterschied sich in Abhängigkeit vom Werkstoff aufgrund unterschiedlicher Spanstauchung, die nachfolgend quantifiziert wird. Die zugrundeliegenden Spanbildungsmechanismen wurden qualitativ in Kapitel 4.3.1 untersucht.

An den Enden der Späne, die durch den Ein- und Austritt des Werkzeugs aus dem Werkstück erzeugt wurden, wick die Spanform vom Verlauf der Spanungsbreite ab (Abbildung 5.13). Insbesondere an der Eintrittsseite des Werkzeugs in das Werkstück wurde die Spanform gestaucht, bzw. kein Span getrennt. Als mögliche zugrundeliegende Wirkmechanismen wurde Ploughing identifiziert [ALBR60, KLOC18, S. 292]. Infolge der Kinematik des Tauchfräs- und des Analogieprozesses in Kombination mit dem lokalen Einstellwinkel von $\kappa_{r,\varepsilon} = \varepsilon_r = 45^\circ$ an der Eckenfase war die lokale Spannungsdicke in diesem Bereich sehr gering. Aufgrund der elastischen Rückfederung des Werkstoffs wurde daher nicht auf der vollen Länge des Werkzeugeingriffs ein Span getrennt. In diesem Bereich entstand erhöhte Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück, die Auswirkungen auf die Schnitt- und Passivkraft hatten. Ein elastisches Nachgeben des Versuchsaufbaus oder der Werkzeugmaschine wurde als mögliche Ursache aufgrund der hohen Systemsteifigkeit ausgeschlossen.

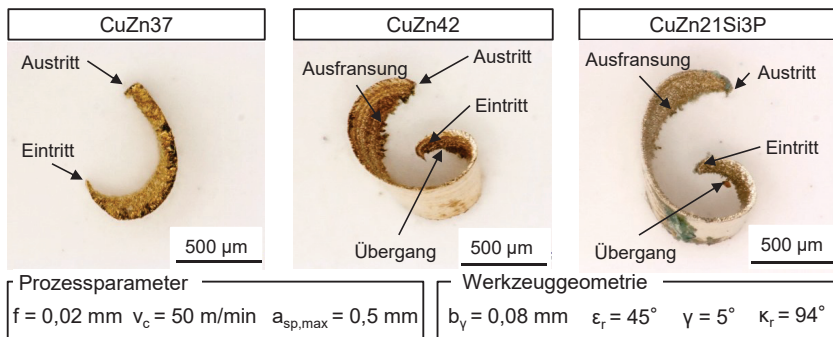


Abbildung 5.13: Spanform im Analogieversuch in Abhängigkeit vom Werkstoff
Chip form in analogy experiments depending on workpiece material

Darüber hinaus erzeugte der Übergang zwischen den Eingriffsbereichen der Eckenfase und der Hauptschneide eine Veränderung der Spanstruktur (Abbildung 5.13). Der lokale Einstellwinkel unterschied sich zwischen Eckenfase ($\kappa_{r,\varepsilon} = \varepsilon_r = 45^\circ$) und Hauptschneide ($\kappa_r = 94^\circ$). Im Ergebnis war bei konstantem Vorschub $f = 0,02$ mm die lokale Spanungsdicke an der Hauptschneide größer als im Eingriffsbereich der Eckenfase. Dadurch wurden die Ausfransungen am Spanrand erzeugt. Diese waren jedoch wesentlich kleiner als die langen Ausfransungen, die im Realprozess mit verrundeten Schneidkanten erzeugt wurden (vgl. Abbildung 4.4).

Die Eckenfase ($b_v = 0,08$ mm) hatte einen Anteil von mindestens 16 % an der gesamten Spanungsbreite ($a_{sp,max} = p = 0,5$ mm). Die Spanbildung erfolgte also wie auch bei anderen Tauchfräsprozessen neben der Hauptschneide zu einem maßgeblichen Anteil an der geradflankigen Eckenfase. Diese Mehrflankenspanbildung wurde im Kontext der Zahnradfertigung und des Räumens von Profilmuten untersucht [KLEI07, HERZ14, SEIM19, S. 68 ff.]. Mehrflankenspäne weisen im Gegensatz zu einflankigen Spänen eine zusammenhängende und über die Schneidenlänge nahezu ebene Form auf. Dies ist in den unterschiedlichen Materialflussrichtungen des ablaufenden Spanes zu begründen, die gegenseitig ein Aufrollen behindern und in einer neuen Spanform mit deutlich vergrößerten Spankrümmungsradien resultieren. In Abhängigkeit von der Spanungsdicke und der Werkzeuggeometrie können dabei verschiedene Mechanismen wirksam werden, die als *Beulen* und *Reißen* bezeichnet werden [KLEI07]. *Beulen* bezeichnet ein Aufbeulen des Spans und verursacht eine erhöhte mechanische Werkzeugbelastung im Bereich der Schneidenecke. Als *Reißen* wird die Trennung des Spans an der Schneidenecke bezeichnet. Wesentlichen Einfluss auf diese Mechanismen haben der Vorschub und die Werkzeuggeometrie. [KLEI07, HERZ14, SEIM19, S. 68 ff.]

Übertragen auf das Tauchfräsen bot die Betrachtung der mehrflankigen Spanbildung einen Erklärungsansatz für die veränderlichen Spankrümmungsradien der erzeugten Späne (Abbildung 5.13). Die Spankrümmungsradien waren im Bereich des Eingriffs der Schneidenecke wesentlich kleiner als im Mittelteil des Spans. Aufgrund des L-förmigen Spanungsquerschnitts durch die ausgeprägte Mehrflankenspanbildung (vgl. Abbildung 5.8) wies der Span in diesem Bereich eine höhere Steifigkeit auf. Das oben beschriebene *Reißen* oder *Beulen* wurde nicht beobachtet.

Spandickenstauchung λ_h

Die Spandickenstauchung λ_h bezeichnet das Verhältnis der Dicke des Spans h' zur unverformten Spanungsdicke h analog zur Formänderung in der Umformtechnik [PAUC08, S. 16, KLOC18, S. 103]. Es gilt aufgrund der Volumenkonstanz:

$$\lambda_h = \frac{h'}{h} \quad (5.3)$$

Die Spanstauchung ist abhängig vom Werkstoff, dem Spanbildungsmechanismus, den Reibbedingungen in der Spankontaktzone, den Schnittparametern und der Werkzeuggeometrie. Ihre Kenntnis gibt Anhaltspunkte zu diesen Größen beziehungsweise den

daraus resultierenden Bedingungen bei der Spanbildung. So weist beispielsweise eine höhere Spanstauchung im Vergleich zweier Werkstoffe unter konstanten Bedingungen auf einen erhöhten Umformgrad des getrennten Werkstoffs und somit auf eine höhere thermomechanische Werkzeugbelastung sowie eine geringere Spansegmentierung hin. [PAUC08, S. 16, KLOC18, S. 103]

Die Analyse der Spandickenstauchung wird üblicherweise im Kontext der Analyse der Scherebenentheorie nach MERCHANT im orthogonalen Schnitt durchgeführt [MERC45a, KLOC18, S. 100 ff.]. Aufgrund des relevanten Einflusses der Schneidenecke lag hier kein orthogonaler, sondern ein seitlich gebundener Schnitt vor. Die hier erzeugten Ergebnisse waren deshalb nur eingeschränkt mit Ergebnissen aus anderen Veröffentlichungen vergleichbar. Dies hatte keinen Einfluss auf die Vergleichbarkeit der Ergebnisse untereinander.

Zur Analyse der Spandickenstauchung λ_h wurde die Spannungsdicke h unter Berücksichtigung des Einstellwinkels κ_r der Hauptschneide rechnerisch ermittelt. Die Spandicke h' wurde per Auflichtmikroskop gemessen. Die Messung erfolgte stets in der Mitte des Spans senkrecht zur Bildebene, um Messfehler durch perspektivische Verzerrung zu minimieren (Abbildung 5.14, links). Dieses Vorgehen wurde dem metallographischen Aufbereiten der Späne vorgezogen, da die Späne wegen ihrer geringen Größe nicht senkrecht zur Betrachtungsebene eingebettet werden konnten (vgl. Abbildung 4.7).

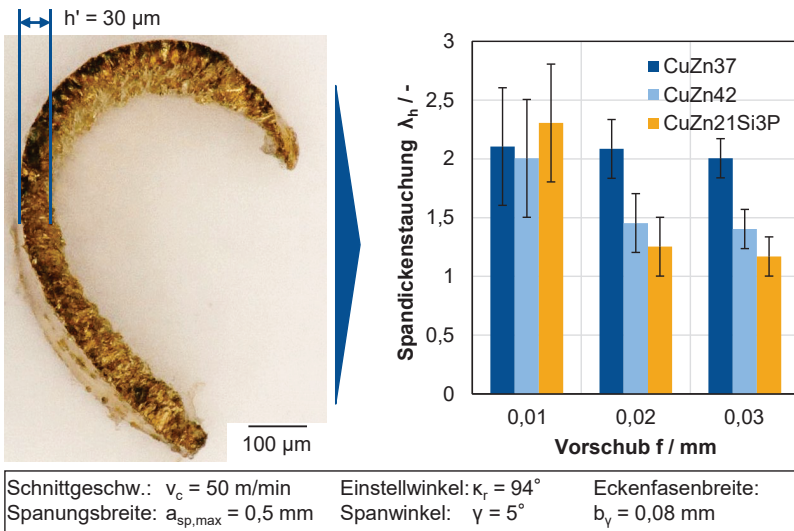


Abbildung 5.14: Messung der Spandicke im Auflichtmikroskop und Spandickenstauchung im Analogieversuch

Measurement of chip thickness in reflected light microscope and chip thickness ratio in analogy experiments

Infolge der rauen Spanoberseite und des subjektiven Einflusses der prüfenden Person unterlag die Messung der Spandicke einer zufälligen Messabweichung, die zu $\Delta h' = 5 \mu\text{m}$ abgeschätzt wurde. Insbesondere bei einem Vorschub von $f = 0,01 \text{ mm}$ ($h = 0,00997 \text{ mm}$) war dieser Fehler relevant und wurde in der Darstellung der Ergebnisse durch Fehlerbalken berücksichtigt (Abbildung 5.14, rechts).

Die so gemessene Spanstauchung war bei der Bearbeitung von CuZn37 mit $\lambda_h \geq 2$ höher im Vergleich zu den Werkstoffen CuZn42 und CuZn21Si3P. Die Dickenstauchung der Späne aus CuZn42 und CuZn21Si3P war ab einem Vorschub von $f = 0,02 \text{ mm}$ wesentlich geringer mit $\lambda_h \leq 1,5$ und fiel mit zunehmendem Vorschub leicht ab. Bei $f = 0,01 \text{ mm}$ war die Spanstauchung wesentlich höher. Ein Übergang des Spanbildungsmechanismus von segmentierter Spanbildung ($f \geq 0,02 \text{ mm}$) zu Fließspanbildung bei $f = 0,01 \text{ mm}$ war Ursache hierfür. Dies wurde durch den relativ zur gesamten Zerspangkraft höheren Anteil an Reib- und Quetschanteilen in der Nähe der Mindestspanndicke ($f = 1,5 - 2,5 r_\beta$) begünstigt. Eine genauere quantitative Aussage war bei $f = 0,01 \text{ mm}$ aufgrund der relativ zum Messwert hohen Messunsicherheit nicht möglich.

Die durch Fließspanbildung entstandenen Späne aus CuZn37 wiesen aufgrund der Abwesenheit von Rissen im umgeformten Gefüge eine höhere Festigkeit als die segmentierten Späne aus CuZn42 und CuZn21Si3P auf. Sollte es zu einem Verkanten mehrerer Späne im Inneren der Spankammer bzw. Kavität kommen, ist daher ein Auflösen der Verklebung durch Bruch des Spans unwahrscheinlicher als bei segmentierten Spänen mit geringerer Festigkeit. Im Realprozess bilden sich somit mit erhöhter Wahrscheinlichkeit initiale Spannerster, die zum Spanstau führen können.

Die Variation der Werkzeuggeometrie (vgl. Kapitel 5.2.2) hatte im Analogieversuch keinen Einfluss auf die Spandickenstauchung, der über die Messungenauigkeit hinaus ging.

Spanquerschnittsfläche

Die Prozesssicherheit beim Tauchfräsen ist abhängig vom Spanabtransport. Dieser wird durch die Gestalt des Spans beeinflusst. Zur quantitativen Bewertung von Spanformen werden üblicherweise der Spankrümmungsradius, die Spanraumzahl oder die Spanquerschnittsfläche herangezogen. Der Spankrümmungsradius ist im Tauchfräs- und auch im Analogieversuch über die Länge des Spans variabel (vgl. z.B. Abbildung 5.13), da die Spannungsbreite über die Eingriffslänge moduliert. Aus diesem Grund ist die Messung des Spankrümmungsradius zur Abschätzung des Spanabtransports nur eingeschränkt aussagekräftig. Die Spanraumzahl gibt das Volumenverhältnis von getrenntem Span zu unverformtem Werkstoff an und ermöglicht daher keine direkte Aussage über den Spanabtransport aus engen Kavitäten wie beim Tauchfräsen [HOFM18]. Deshalb wurde die Spanform anhand der Spanquerschnittsfläche A_{Span} bewertet. Diese bezeichnet die durch den aufgerollten Span eingeschlossene Fläche und ist damit eine Kennzahl für den im Prozess benötigten freien Querschnitt zum Spanabtransport [LAKN18, S. 18 ff., LAKN21].

Die Messung der Spanquerschnittsfläche A_{Span} erfolgte im Auflichtmikroskop vom Typ VHX-900F von der Fa. KEYENCE. Die Späne wurden jeweils senkrecht zur Bildebene ausgerichtet, um Messabweichungen durch perspektivische Verzerrung zu reduzieren. Als Spanquerschnittsfläche A_{Span} wurde die kleinste konvexe Fläche ausgewertet, die den Span vollständig einschloss (Abbildung 5.15 a). Aufgrund der manuellen Messung und der nicht idealen Ausrichtung des Spans im Mikroskop entstand eine Messabweichung. Diese wurde anhand von Wiederholmessungen zu $\Delta A_{\text{Span}} = 7,5 \%$ abgeschätzt.

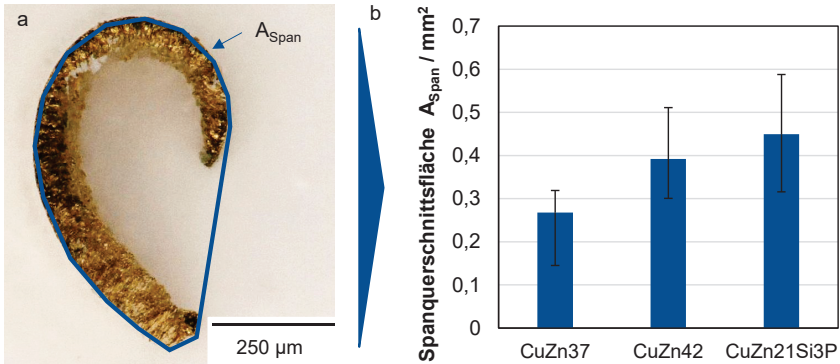


Abbildung 5.15: Messung der Spanquerschnittsfläche A_{Span} im Auflichtmikroskop (a) und gemittelte Spanquerschnittsfläche je Versuchswerkstoff (b)

Measurement of the chip cross section area A_{Span} via optical microscopy (a) and mean chip cross sectional area depending on workpiece material (b)

Anschaulich betrachtet wurde die Spanquerschnittsfläche A_{Span} primär durch den Spankrümmungsradius und die Spandickenstauchung beeinflusst. Bei zunehmenden Spankrümmungsradien wuchs die Spanquerschnittsfläche aufgrund des größeren vom Span umschlossenen Innenraums an. Die Länge des Spans nahm mit zunehmender Spandickenstauchung λ_h umgekehrt proportional ab. Daher wurde mit zunehmender Spandickenstauchung eine abnehmende Spanquerschnittsfläche A_{Span} umschlossen.

Der Versuchswerkstoff hatte den größten Einfluss auf die Spanquerschnittsfläche A_{Span} (Abbildung 5.15 b). Die Späne aus CuZn37 wiesen aufgrund ihrer hohen Spanstauchung eine geringere Länge und deshalb auch kleinere Spanquerschnittsflächen im Bereich $0,15 \text{ mm}^2 \leq A_{\text{Span}} \leq 0,32 \text{ mm}^2$ auf im Vergleich zu CuZn42 ($0,30 \text{ mm}^2 \leq A_{\text{Span}} \leq 0,45 \text{ mm}^2$) und CuZn21Si43P ($0,32 \text{ mm}^2 \leq A_{\text{Span}} \leq 0,49 \text{ mm}^2$).

Die Einflüsse der Werkzeuggeometrieparameter und des Vorschubs auf die Spanquerschnittsfläche A_{Span} fasst Abbildung 5.16 zusammen. Der Spanwinkel γ hatte bei der Bearbeitung von CuZn21Si3P und CuZn37 keinen Einfluss, der eindeutig über die Streuung der Ergebnisse (Fehlerbalken) hinausging. Bei der Bearbeitung von CuZn42 stieg die Spanquerschnittsfläche bei zunehmenden Spanwinkeln bis zu $\gamma = 10^\circ$ von

$A_{\text{Span}} = 0,32 \text{ mm}^2$ auf $A_{\text{Span}} = 0,45 \text{ mm}^2$ an. Dies wurde durch eine Zunahme des Spankrümmungsradius in diesem Bereich verursacht. Bei der Bearbeitung von CuZn37 wurden unter einigen Parametern keine auswertbaren Späne erzeugt. Diese Parameterpunkte fehlen daher in Abbildung 5.16.

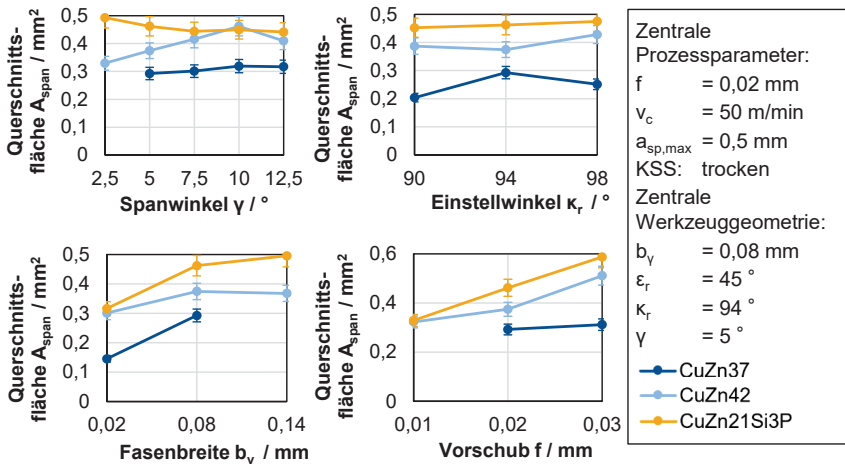


Abbildung 5.16: Einfluss der Werkzeuggeometrie und des Vorschubs auf die Spanquerschnittsfläche A_{Span}

Influence of the tool geometry and feed on chip cross sectional area

Der Einstellwinkel κ_r hatte bei der Bearbeitung von CuZn42 und CuZn21Si3P nur einen geringen Einfluss (max. 12%) auf die Spanquerschnittsfläche, der nicht über die Streuung der Versuchsergebnisse hinausging. Bei der Bearbeitung von CuZn37 bildete sich ein Maximum bei $\kappa_r = 94^\circ$ heraus, welches durch einen besonders großen Spankrümmungsradius verursacht wurde. Mit steigendem Vorschub nahm die Spanquerschnittsfläche zu. Dies war in der erhöhten Spankrümmung durch die höhere Spanungsdicke begründet.

Die Verbreiterung der Fase an der Werkzeugschneidenecke von $b_\gamma = 0,02 \text{ mm}$ auf $b_\gamma = 0,08 \text{ mm}$ erzeugte eine Erhöhung des Spankrümmungsradius und damit eine Vergrößerung der Spanquerschnittsfläche A_{Span} um $0,06 \text{ mm}^2$ (CuZn42) bis $0,15 \text{ mm}^2$ (CuZn37, CuZn21Si3P). Begründet wurde dies durch die Veränderung des Spanquerschnitts bzw. der radialen Spanungsfläche (vgl. Abbildung 5.8). Durch eine Verbreiterung der Eckenfase verstärkte sich der Einfluss der Mehrflankenspanbildung (vgl. S. 87 f.). Aufgrund der unterschiedlichen Materialflussrichtungen im Bereich der Eckenfase und der Hauptschneide entstanden größere Spankrümmungsradien und damit größere Spanquerschnittsflächen [KLEI07, HERZ14, SEIM19, S. 68 ff.]. Übertragen auf die Prozessauslegung ist daher zur Minimierung der Spanquerschnittsfläche ein Werkzeug geeignet, das eine geringe Fasenbreite aufweist und bei einem geringen Vorschub eingesetzt wird.

5.2.4 Zwischenfazit

Interim conclusion

In Kapitel 4 lagen stets instabile Bearbeitungsbedingungen aufgrund von mangelhaftem Spanabtransport vor. Ziel der Analogieuntersuchungen war die Analyse der Spanbildung und der Spanform unter stabilen Prozessbedingungen. Dazu wurde die rotatorische Kinematik des Tauchfräsens durch Abwicklung in den gebundenen Schnitt mit geradliniger Schnittbewegung überführt. Die Analogiewerkzeuge wiesen dieselben Geometriemerkmale auf wie eine einzelne Schneide eines rotierenden Tauchfräswerkzeugs. Auf diese Art und Weise wurden zum Realprozess vergleichbare Bedingungen hinsichtlich des Spanungsquerschnitts, des Verlaufs der Spanungsbreite über die Schnittlänge und der Schnittgeschwindigkeit geschaffen.

Die Spanform in Abhängigkeit von Werkstoff, Werkzeuggeometrie und Vorschub wurde anhand der Spandickenstauchung λ_h und der Spanquerschnittsfläche A_{Span} bewertet. Die Spandickenstauchung λ_h wurde aufgrund unterschiedlicher Spanbildungsmechanismen (vgl. Kapitel 4.3.1) nahezu ausschließlich durch den Werkstoff beeinflusst. Die Fließspanbildung bei der Bearbeitung von CuZn37 erzeugte eine höhere Spandickenstauchung als die Scherspanbildung bei der Bearbeitung von CuZn21Si3P und CuZn42. Die Spanquerschnittsfläche A_{Span} wurde als Maß für den zum Spanabtransport benötigten freien Querschnitt herangezogen und unterlag dem gleichen Werkstoffeinfluss wie die Spandickenstauchung. Bei Erhöhung des Vorschubs entstanden verursacht durch den vergrößerten Spankrümmungsradius größere Spanquerschnittsflächen. Der Einfluss der Breite der Eckenfase b_V war anhand der Mehrflankenspanbildung erklärbar. Je breiter die Eckenfase gestaltet war, desto größer war der Einfluss der Mehrflankenspanbildung und damit die Spanquerschnittsfläche A_{Span} .

In der industriellen Applikation wird die Werkstoffauswahl durch die angestrebten Gebrauchseigenschaften des Produkts eingeschränkt. Bei festgelegtem Werkstoff ist es auf Basis der erzeugten Ergebnisse möglich, gezielt Späne mit kleineren Spanquerschnittsflächen zu erzeugen. Bei unzureichendem Spanabtransport besteht so weiteres Potential zur Stabilisierung des Prozesses durch Anwendung geringer Vorschübe ($f_z = 0,01 \text{ mm}$) und Verwendung von Werkzeugen mit schmalen Eckenfasen ($b_V = 0,02 \text{ mm}$) um den Spanabtransport weiter zu verbessern.

Ein maßgeblicher Nachteil solcher Werkzeuge liegt jedoch in der im Bereich der Schneidenecke konzentrierten thermomechanischen Belastung. In der Großserien- oder Massenfertigung werden daher mit erhöhter Wahrscheinlichkeit Ausbrüche im Bereich der Schneidenecke auftreten. Diese führen zum Versagen des Werkzeugs und damit zu einer Reduktion der Prozesssicherheit. Dadurch entsteht ein Zielkonflikt bei der Prozessauslegung, der für jeden Anwendungsfall individuell gelöst werden muss und auch in den folgenden Kapiteln adressiert wird.

5.3 Optimierung der Schnittparameter und der Werkzeuggeometrie zur Reduktion der radialen Zerspankraftkomponenten

Optimization of the cutting parameters and the tool geometry for reducing radial force components

Das maßgebliche Ziel der systematischen Werkzeug- und Prozessauslegung beim Tauchfräsen bleifreier Kupferwerkstoffe ist die Reduktion von radialkraftbedingter Werkzeugabdrängung, die Geometrieabweichungen am Bauteil verursacht. In den vorangehenden Kapiteln wurde die Stabilität des Tauchfräsprozesses durch Optimierung des Spanabtransports im Realprozess (Kapitel 5.1) gesteigert. Die Peaks im zeitlichen Verlauf der radialen Kraftkomponenten wurden durch die Anwendung direkter KSS-Zufuhr eliminiert und die maximale Radialkraft um eine Größenordnung reduziert. Die unter stabilen Bedingungen entstehenden Spanformen wurden im Analogieprozess untersucht (Kapitel 5.2).

Im Rahmen dieses Abschnitts wird der Einfluss der Werkzeuggeometrie und der Schnittparameter auf die radialen Zerspankraftkomponenten unter diesen stabilen Bedingungen untersucht. Industrielles Ziel ist dabei die weitere Reduktion der radialen Kraftkomponenten. Das Verstehen der zugrundeliegenden Ursache-Wirkmechanismen sowie die Erstellung einer Datengrundlage für ein Radialkraftmodell sind die wissenschaftlichen Ziele dieses Abschnitts. Zur Erreichung dieser Ziele wurden Zerspanuntersuchungen im Realprozess mit direkter KSS-Zufuhr durchgeführt (vgl. Kapitel 5.1), in denen der Einfluss der Schnittparameter und der Werkzeuggeometrie auf die radialen Zerspankraftkomponenten systematisch untersucht wurde.

5.3.1 Versuchsaufbau

Experimental setup

Die Tauchfräsuntersuchungen wurden in zwei Abschnitte gegliedert, deren Untersuchungsgegenstand die Ursache-Wirkzusammenhänge zwischen den Schnittparametern bzw. der Werkzeuggeometrie und der radialen Zerspankraftkomponente war (Tabelle 5.2). Der experimentelle und messtechnische Aufbau war derselbe wie in Kapitel 5.1 (vgl. Abbildung 5.1). Als maßgebliche Ausgangsgröße wurde der Betrag der zeitlich gemittelten Radialkraft F_{rad} festgelegt, die aus den gemessenen Zerspankraftkomponenten F_x und F_y in der radialen Ebene ermittelt wurde. Zusätzlich wurde die Vorschubkraft F_r gemessen. Die Geometrie der Versuchsbauteile wurde unverändert aus Kapitel 5.1 bzw. Kapitel 4 übernommen. Weiterhin wurde je Versuchspunkt zwei Kavitäten mit je vier Tauchfrässchnitten unter gleichbleibenden Bedingungen in einem Bauteil gefertigt (vgl. Abbildung 4.1b). Die Ausgangsgrößen wurden zwischen den beiden Versuchspunkten gemittelt.

Die Analyse der Schnittparameter erfolgte bei der Zerspanung des Werkstoffs CuZn37, da dieser die ungünstigste Zerspanbarkeit hinsichtlich hoher Spandickenstauchung und die höchsten Kraftkomponenten erzeugt (vgl. Kapitel 4). Als

Werkzeug wurde das vierschneidige Werkzeug C verwendet (vgl. Tabelle 4.6). Die Schnittparameter Pitch p , Zahnvorschub f_z und Schnittgeschwindigkeit v_c wurden in jeweils drei unterschiedlichen Stufen eingestellt (Tabelle 5.2).

Tabelle 5.2: Übersicht über die Versuchsbedingungen
Overview of the experimental conditions

Untersuchungsgegenstand	Schnittparameter	Werkzeuggeometrie
Werkstoffe	CuZn37	CuZn21Si3P, CuZn37, CuZn42
Pitch p / mm	0,2 0,3 0,4	0,2 0,4
Zahnvorschub f_z / mm	0,01 0,02 0,03	0,01 0,02
Schnittgeschwindigkeit v_c / m/min	50 70 90	50
Werkzeuggeometrie	Referenz (Werkzeug C)	Referenz + Varianten (vgl. Tabelle 5.3)
Kühlschmierstoff	FUCHS Ecocool Global 1000, Emulsion 8 - 9 %	
Vorschubweg l_f / mm	14	

Die Ursache-Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeuggeometrie und der radialen Kraftkomponente F_{rad} wurden an den drei zuvor untersuchten Werkstoffen CuZn21Si3P, CuZn37 und CuZn42 untersucht. Die Schnittparameter Pitch p und Vorschub f_z wurden bei konstanter Schnittgeschwindigkeit $v_c = 50$ m/min in jeweils zwei Stufen eingestellt. Die Variation der Schnittparameter erfolgte in beiden Untersuchungsblöcken vollfaktoriell.

Zur Analyse der Werkzeuggeometrie wurden vier Geometriegrößen ausgehend vom als Referenz verwendeten Werkzeug C verändert, um den jeweiligen Einfluss isoliert betrachten zu können (Tabelle 5.3). Die Auswahl der untersuchten Geometriegrößen erfolgte aufbauend auf den Untersuchungen von WITTY, in denen der Einfluss einzelner Werkzeuggeometrielemente auf die Zerspankraftkomponenten diskutiert wird [WITT12, WITT14, S. 75 ff.] sowie den Analogieuntersuchungen in Kapitel 5.2 und den Erfahrungen aus den Zerspanbarkeitsanalyse (Kapitel 4). Da eine Minimierung des Werkzeugverschleißes kein primäres Auslegungsziel dieser Arbeit war, wurden Arbeiten mit dieser Zielgröße bei der Auswahl nicht berücksichtigt [HUAN20]. Untersucht wurde der Einfluss der folgenden Größen auf die radiale Zerspankraftkomponente (vgl. Abbildung 5.17):

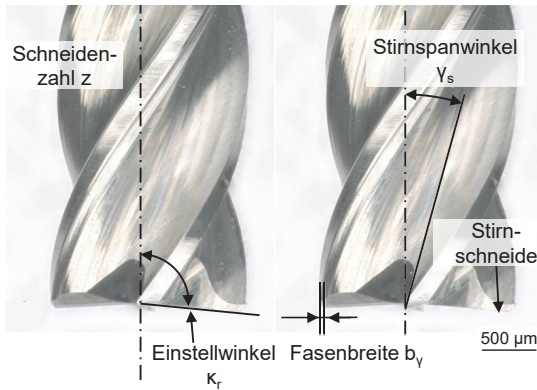


Abbildung 5.17: Einstellgrößen der Werkzeuggeometrie
Input parameters of tool geometry

Tabelle 5.3: Geometrie der Versuchswerkzeuge
Geometry of the experimental tools

Variationsgröße	Referenz	Fasenbreite	Einstellwinkel	Schneidenzahl		Stirnspanwinkel
Eckenfasenbreite b_v	0,08 mm	0,14 mm	0,08 mm	0,08 mm	0,08 mm	0,08 mm
Einstellwinkel κ_r (Hauptschneide)	94°	94°	100°	94°	94°	94°
Schneidenzahl z	4	4	4	3	2	4
Stirnspanwinkel γ_s	5	5	5	5	5	10
Schneidkantenradius r_β	8,3	8,9	8,2	8,7	10,6	7,7
Schneidstoff	K05 - K10 (GÜHRING K55SF): $m_{Co} = 9\%$; $d_K = 0,2 - 0,5 \mu\text{m}$					
Durchmesser D	2 mm					
Umfangsspanwinkel γ_r	3°					
Stirnfriewinkel α_s	10°					
Spiralwinkel ε	35°					

- **Breite der Eckenfase b_v :** Die Gestaltung der Schneidenecke hat durch die Beeinflussung der Eingriffskinetik maßgeblichen Einfluss auf das Verhältnis zwischen der axialen und der radialen Zerpantkraftkomponente [WITT14, S. 47 f.]. Mit zunehmender Breite der Schneidenecke b_v erfolgt ein größerer Anteil der Spanbildung mit einem lokalen Einstellwinkel von $\kappa_r = 45^\circ$ im Bereich

der Schneidenecke. Dies erhöht aufgrund der Kinematik den Anteil der radial ins Werkzeug eingeleiteten Zerspankraft. In Kapitel 5.2.3 wurde zudem ein Einfluss auf die Spanform nachgewiesen, verursacht durch die mehrflankige Spanbildung im Bereich der Schneidenecke. Infolgedessen hatte die Fasenbreite b_γ bei der Verwendung von Werkzeugen mit Eckenfase Einfluss auf die Spanform (vgl. Kapitel 5.2.3) und damit mutmaßlich auf die Zerspankraft.

Die thermomechanische Werkzeugbelastung ist im Bereich der Schneidenecke erhöht, da dort das Lastkollektiv der Haupt- und der Nebenschneide aufgenommen wird. Bei sehr schmalen Eckenfasen oder bei deren Entfall steigt daher das Risiko von Eckenausbrüchen. Beim in dieser Arbeit betrachteten Fall der unbeaufsichtigten Massenfertigung wird folglich stets eine Fase verwendet. In den Untersuchungen wurden deshalb Werkzeuge mit $b_\gamma = 0,08$ mm (Referenz) und $b_\gamma = 0,13$ mm untersucht.

- **Einstellwinkel κ_r der Stirnschneiden:** Beim Tauchfräsen ist der Einsatz von Werkzeugen mit Einstellwinkeln $\kappa_r > 90^\circ$ üblich, da in diesem Bereich ein Minimum der radialen Zerspankraftkomponenten existiert [WITT14, S. 100 ff.]. Durch Einstellwinkel $\kappa_r > 90^\circ$ wird eine radial nach außen gerichtete Passivkraftkomponente erzeugt. Diese wirkt der radial nach innen gerichteten Werkzeugbelastung entgegen (vgl. Kapitel 2.3.2). Anschaulich kann dies als ein radiales Hineinziehen des Werkzeugs in das Bauteil beschrieben werden. Für die Untersuchung dieses Einflusses im Kontext der Bearbeitung von bleifreien Kupferwerkstoffen wurden Werkzeuge mit $\kappa_r = 94^\circ$ (Referenz) und $\kappa_r = 100^\circ$ eingesetzt.
- **Schneidenzahl z :** Die Abmessung der Nuten zwischen den Schneiden des Schaftwerkzeugs wird durch die Anzahl der Werkzeugschneiden z beeinflusst. Bei abnehmender Schneidenzahl z wächst der für den Spanabtransport zur Verfügung stehende freie Raum in der Spannut. Die Wahrscheinlichkeit für das Einklemmen von Spänen zwischen der Spankammer und dem Bauteil sinkt damit. Um diese Ursache-Wirkverhältnisse unter konstanten und stabilen Bedingungen bewerten zu können, wurden neben dem vierschneidigen Referenzwerkzeug Werkzeugvarianten mit $z = 3$ und $z = 2$ Schneiden für die Untersuchungen eingesetzt. Die Schneiden waren in allen Fällen gleichgeteilt.
- **Spanwinkel der Stirnschneiden γ_s :** Bei Erhöhung des Spanwinkels nimmt die Schnittkraft F_c im Allgemeinen ab [KLOC18, S. 70]. Diese wirkt beim Tauchfräsen radial auf das Werkzeug und hat damit einen maßgeblichen Anteil an der gesamten Radialkraft. Durch einen größeren positiven Spanwinkel kann also potentiell eine geringere radiale Werkzeugbelastung erzielt werden. NOBEL empfiehlt für das Drehen von binären bleifreien Messingwerkstoffen Spanwinkel im Bereich $5^\circ < \gamma < 15^\circ$ und für die Bearbeitung von CuZn21Si3P Spanwinkel im Bereich $0^\circ < \gamma < 5^\circ$ [NOBE16a, S. 119 ff.]. Für die Zerspnanuntersuchungen in diesem Abschnitt wurden Werkzeuge mit $\gamma_s = 5^\circ$ und $\gamma_s = 10^\circ$ eingesetzt. Eine weitere Erhöhung des Spanwinkels wurde aufgrund der damit einhergehenden Schwächung des Schneidkeils als nicht in der Praxis anwendbar angesehen.

Die aus dieser Systematik entwickelten Werkzeuge wurden durch die Firma GÜHRING aus der Hartmetallsorte K55SF gefertigt, die sich durch einen Bindergehalt von $m_{Co} = 9\%$ und WC-Korngrößen im Bereich $d_k = 0,2 - 0,5 \mu\text{m}$ charakterisieren lässt (Tabelle 5.3). Die Schneidkanten der Versuchswerkzeuge wurden nach dem Werkzeugschleifen nicht nachbehandelt und wiesen Schneidkantenradien im Bereich $7,7 \mu\text{m} < r_\beta < 10,6 \mu\text{m}$ auf. Die Oberfläche der Werkzeuge wurde nicht beschichtet. Die Werkzeuge wiesen dieselben KSS-Kanäle wie das Referenzwerkzeug C auf, die durch den Werkzeugschaft in Richtung der Schneiden verliefen (vgl. Abbildung 5.5). Der maßgebliche Unterschied zu den Untersuchungen aus Kapitel 4 bestand darin, dass der KSS durch diese Düsen mit einem Druck von $p_{KSS} = 6 \text{ bar}$ zugeführt wurde und somit ein kontinuierlicher Spanabtransport sichergestellt wurde (vgl. Kapitel 5.1.2).

5.3.2 Ergebnisse der Tauchfräsversuche

Results of the plunge milling experiments

Einfluss der Schnittparameter

Hinsichtlich des Konzepts, des Aufbaus und der Durchführung ähnelten die hier diskutierten Untersuchungen jenen aus Kapitel 4. Die direkte Zufuhr des Kühlschmierstoffs anstelle von Überflutungskühlung verbesserte den Spanabtransport maßgeblich. Der Anstieg der radialen Zerspankraftkomponenten über den Vorschubweg bzw. die Dauer eines Schnitts wurde so unterbunden (vgl. Kapitel 5.1.2). Im Vergleich zu den Untersuchungen aus Kapitel 4 reduzierte sich dadurch die maximale radiale Zerspankraftkomponente F_{rad} um ca. 80 - 90% (Abbildung 5.18).

Die Kraftkomponenten in radialer (F_{rad}) und axialer (F_r) Richtung verhielten sich im Bereich $0,2 \text{ mm} \leq p \leq 0,4 \text{ mm}$ näherungsweise proportional zum Pitch p (Abbildung 5.18). Der Pitch p entsprach der maximalen Spannungsbreite und ging linear in den Spannungsquerschnitt ein. Dessen näherungsweise proportionaler Einfluss auf die Zerspankraftkomponenten deutete auf stabile Prozessbedingungen hin.

Die radiale Kraftkomponente F_{rad} stieg bei Erhöhung des Vorschubs von $f_z = 0,01 \text{ mm}$ bis $f_z = 0,03 \text{ mm}$ um 81% ($p = 0,2 \text{ mm}$) bis 91% ($p = 0,4 \text{ mm}$) an. Die Vorschubkraft F_f schwankte bei Anwendung von Pitches im Bereich $0,2 \text{ mm} \leq p \leq 0,3 \text{ mm}$ lediglich um ca. 20% bzw. stieg bei $p = 0,4 \text{ mm}$ um 17,5 % an. Der Vorschub geht linear in den Spannungsquerschnitt bzw. die radiale Spannungsfläche ein. Dieser relativ geringe Einfluss des Vorschubs f_z auf die Vorschubkraft F_f wurde durch einen hohen Anteil an Span- und Freiflächenreibung erzeugt. Dieser war nicht vom eingestellten Vorschub f_z abhängig. Für die weiterführende praktische Prozessoptimierung wird daher empfohlen, Maßnahmen zur Reduktion der Reibung zwischen Werkstoff und Schneidstoff zu ergreifen. Dies umfasst die Nutzung von angepassten Kühlschmierstoffen oder Werkzeugbeschichtungen, solange die Prozessstabilität nicht durch Vergrößerung des Schneidkantenradius reduziert wird.

Die Schnittgeschwindigkeit wurde ausgehend vom Referenzwert $v_c = 50 \text{ m/min}$ in zwei Stufen bis $v_c = 90 \text{ m/min}$ erhöht (Abbildung 5.18 b). Dabei reduzierte sich die radiale

Zerspankraftkomponente F_{rad} um 10 - 15% und die Vorschubkraft F_f um 11 - 14%. Als Ursache dafür wurde die thermische Entfestigung des Werkstoffs aufgrund der schnittgeschwindigkeitsbedingt erhöhten Temperatur in der Zerspanzone identifiziert [KLOC18, S. 69].

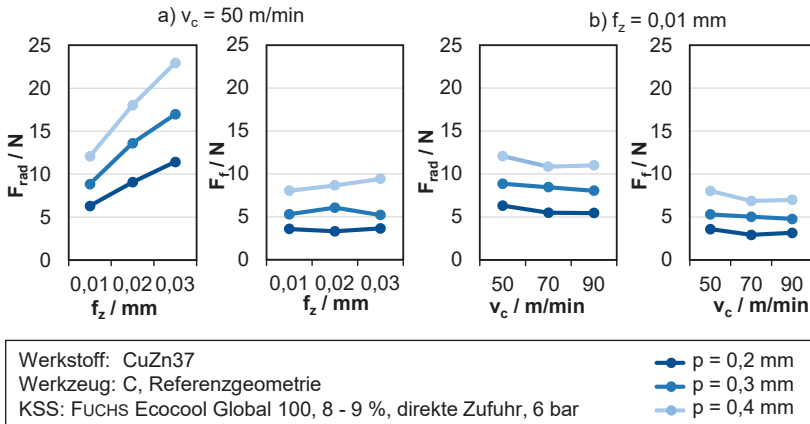


Abbildung 5.18: Radialkraft F_{rad} und Vorschubkraft F_f in Abhängigkeit von den Schnittparametern Vorschub f_z (a), Schnittgeschwindigkeit v_c (b) und Pitch p
Influence of the parameters cutting velocity v_c , feed per tooth f_z and pitch p on the radial force F_{rad} and feed force F_f

Da bleifreie Messingwerkstoffe eine hohe Adhäsionsneigung zu Hartmetallschneidstoffen aufweisen, war im untersuchten Schnittgeschwindigkeitsbereich Aufbauschneidenbildung möglich [OPIT69, PEKE74, NOBE16a, S. 50, KLOC18, S. 90]. Damit wird der periodische Aufbau von kaltverfestigtem Werkstoff auf der Spanfläche bezeichnet, der als vorgelagerte Schneide agiert. Aufbauschneiden sind instabil und haften nach ihrem Abgleiten über die Freifläche auf der Werkstückoberfläche. Dadurch bilden sich Anhaftungen an der Werkstückoberfläche [KLOC18, S. 90], die auf den hier gefertigten Werkstücken jedoch nicht beobachtet wurden. Deshalb wurde davon ausgegangen, dass im untersuchten Parameterbereich keine Aufbauschneidenbildung stattfand.

Einfluss der Werkzeuggeometrie und des Werkstoffs

Der Einfluss der Werkzeuggeometrieparameter Fasenbreite b_f , Einstellwinkel κ_r , Zähnezahl z und Stirnspanwinkel γ_s sowie des Werkstoffs auf die radiale Zerspankraftkomponente F_{rad} wurden im Rahmen einer Varianzanalyse ("ANOVA") anhand von Haupteffektdiagrammen ausgewertet. Da die gemessenen Effekte geringer ausgeprägt waren als auf Basis der Arbeiten von WITTY erwartet, wurde zuvor die statistische Signifikanz der einzelnen Effekte mittels F-Test überprüft [WITT12, WITT14]. Da die Analyse für jeden Faktor einzeln durchgeführt wurde und der Versuchsplan die Ecken des Parameterraums für die Werkzeuggeometriegrößen nicht abdeckte, entsprach das Vorgehen keiner Paretoanalyse. Ziel der Auswertung war ausschließlich der Nachweis der statistischen Signifikanz der Ergebnisse. Da im Versuchsaufbau keine

Kombinationen mehrerer Werkzeuggeometrieparameter gleichzeitig variiert wurden, war die Bewertung von Wechselwirkungen nicht zulässig und wurde nicht durchgeführt.

Zur Analyse der Einflüsse wurden die arithmetischen Mittelwerte aller Versuche mit der dazugehörigen Parameterstufe miteinander verglichen. Es wurden je Versuchspunkt zwei Versuche und Messungen durchgeführt. Aufgrund der mehrfachen Verwendung einzelner Werkzeuggeometrieparameter (vgl. Tabelle 5.3) war die Anzahl der Messwerte je Faktorstufe K nicht konstant. Es galt für jeden Wert F_{rad} in Abhängigkeit von der Faktorstufe i :

$$F_{radi} = \frac{\sum_{k=1}^K F_{rad\ i,k}}{K} \quad (5.4)$$

Die statistische Signifikanz der einzelnen Effekte wurde für jede Eingangsgröße separat mittels F-Test nachgewiesen. Bei diesem wurde die Nullhypothese aufgestellt, dass die Varianzen der beiden miteinander verglichenen Stichproben aus der Grundgesamtheit aller Versuchsergebnisse sich nicht signifikant voneinander unterscheiden. Für den Signifikanznachweis wurde initial eine Irrtumswahrscheinlichkeit („Signifikanzniveau“) von $\alpha_{sn} = 0,05$ angenommen. Der Nachweis eines signifikanten Unterschieds zwischen den Stichproben wurde also durch Verwerfen der Nullhypothese durchgeführt. In jeder Varianzanalyse wird eine Prüfgröße F ermittelt. Die Nullhypothese wird verworfen, wenn sie größer als ein kritischer Wert F_{kr} ist. Dieser ist von der Anzahl der Freiheitsgrade der miteinander verglichenen Stichproben und dem gewünschten Signifikanzniveau abhängig und kann Tabellen entnommen werden [DATA23, UNIV23]. Die statistische Signifikanz wurde als gegeben angenommen, wenn für die Prüfgröße F galt:

$$F = \frac{\sigma_i^2}{\sigma_j^2} > F_{kr} \quad (5.5)$$

σ_j : Varianz aller Messwerte, die nicht der Parameterstufe i zugeordnet sind

Bei Anwendung eines Signifikanzniveaus von $\alpha_{sn} = 0,05$ wurden die Effekte der Variation von Stirnspanwinkel γ_s , Fasenbreite b_γ und Einstellwinkel κ_r als nicht statistisch signifikant eingeschätzt, da der F-Test die Nullhypothese bestätigte (Tabelle 5.4). Bei Erhöhung der Irrtumswahrscheinlichkeit auf $\alpha_{sn} = 0,1$ wurde der Effekt der Fasenbreite b_γ auf F_{rad} als signifikant eingestuft. Die kritische Prüfgröße F_{kr} war abhängig vom gewählten Signifikanzniveau und der Anzahl an Messwerten je Faktorstufe K . Da diese nicht für alle Untersuchungen gleich war, ergaben sich unterschiedliche F_{kr} je nach Eingangsgröße bzw. Faktor.

Tabelle 5.4: Ergebnisse der F-Tests für die Varianzanalysen aus Abbildung 5.19
Results of the F-tests for the variance analysis in figure 5.19

Eingangsgröße	Signifikanzniveau α_{sn}	F	F_{kr}	Ergebnis
Werkstoff	0,05	16,2	3,04	Stat. signifikant
Zähnezahl z	0,05	6,15	3,04	Stat. signifikant
Stirnspanwinkel γ_s	0,05	0,363	3,88	Nicht signifikant
Stirnspanwinkel γ_s	0,1	0,363	2,79	Nicht signifikant
Fasenbreite b_γ	0,05	3,17	3,88	Nicht signifikant
Fasenbreite b_γ	0,1	3,17	2,79	Stat. signifikant
Einstellwinkel κ_r	0,05	0,937	3,88	Nicht signifikant
Einstellwinkel κ_r	0,1	0,937	2,79	Nicht signifikant

In zukünftigen Untersuchungen kann die Aussagekraft der Ergebnisse durch Vergrößerung der zugrundeliegenden Datenbasis oder Änderungen am Versuchsplan verbessert werden. Dazu müssten die Eingangsgrößen in einem breiteren Bereich eingestellt werden. In den vorliegenden Untersuchungen wurde darauf bewusst verzichtet, um möglichst praxisnahe Werkzeuggeometrien einzusetzen (vgl. Kapitel 5.3.1). Neben dem geringen Stichprobenumfang und den eng beieinanderliegenden Faktorstufen für diese Eingangsgrößen begrenzten auch technologische Wirkmechanismen den Effekt des Stirnspanwinkels γ_s und des Einstellwinkels κ_r auf die radiale Kraftkomponente F_{rad} .

Die Haupteffekte der Werkzeuggeometrieparameter auf die radiale Zerspankraftkomponente F_{rad} sind in Abbildung 5.19 dargestellt. Die Auswirkung des Versuchswerkstoffes auf die Zerspanbarkeit beim Tauchfräsen wurde bereits in Kapitel 4 und Kapitel 5.2.3 untersucht und entsprach qualitativ den vom Drehen bekannten Ursache-Wirkzusammenhängen [NOBE16a]: Die Unterschiede bezüglich der Kraftkomponenten wurden primär durch die höhere Spanstauchung bei der Bearbeitung von CuZn37 im Vergleich zu CuZn21Si3P und CuZn42 verursacht.

Die Eckenfase war Teil einer durchgehenden, planen Spanfläche der Hauptschneide. Untersucht wurden die Eckenfasenbreiten $b_\gamma = 0,08$ mm und $b_\gamma = 0,13$ mm. Aufgrund der 45°-Schräge der Eckenfase gilt in diesem Bereich ein geringerer effektiver Spanwinkel γ_{eff} als der Spanwinkel der Hauptschneide γ_s . Die Schneidenecke war zu Beginn und zum Ende eines Schneideneingriffs allein im Eingriff. Eine Veränderung des Spanwinkels der Stirnschneide hatte dort aufgrund der 45°-Schräge der Fase einen geringeren Einfluss. Für zukünftige Werkzeugweiterentwicklungen kann daher in Betracht gezogen werden, den Spanwinkel der Schneidenecke separat anzuschleifen bzw. zu definieren. Darüber hinaus war es mit dem vorliegenden Versuchsaufbau nicht möglich, eventuelle Optima der Radialkraft F_{rad} in Abhängigkeit vom Stirnspanwinkel γ_s zu identifizieren, da er nur in zwei Stufen untersucht wurde.

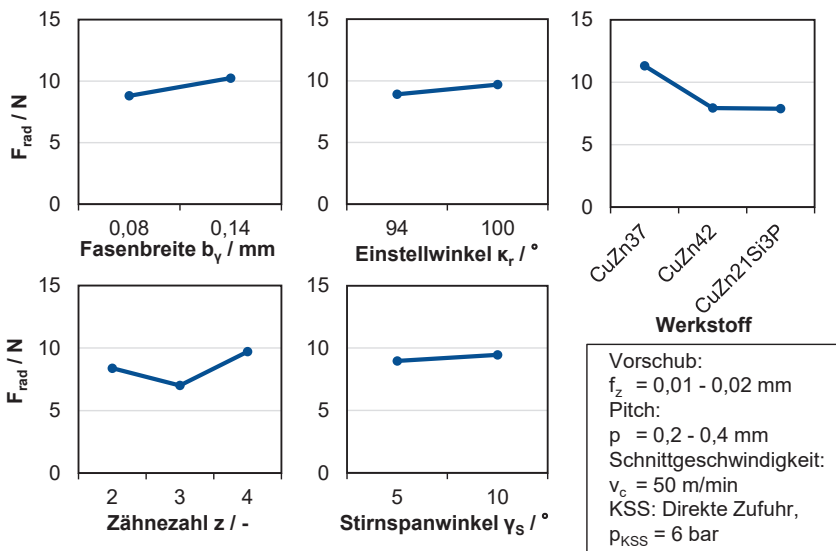


Abbildung 5.19: Haupteffektdiagramme der Einflüsse der Werkzeuggeometrie und des Werkstoffs auf die radiale Zerspankraftkomponente F_{rad}

Main effect diagram of the influence of the tool geometry and the workpiece material on radial cutting force component F_{rad}

Die mittlere Radialkraft stieg bei Erhöhung der Eckenfasenbreite von $b_v = 0,08 \text{ mm}$ auf $b_v = 0,13 \text{ mm}$ von $F_{rad} = 8,8 \text{ N}$ auf $F_{rad} = 10,2 \text{ N}$ an. Die relevanten Wirkmechanismen der Eckengestaltung bei Werkzeugen mit radiusartigem Übergang zwischen Haupt- und Nebenschneide wurde durch WITTY umfassend betrachtet [WITT14, S. 47 f.]. Die sich daraus ergebenden Ursache-Wirkzusammenhänge zwischen der Fasenbreite b_v und den Zerspankraftkomponenten sowie der Spanform bei dem hier untersuchten Prozess wurden bei der Gestaltung der Analogieuntersuchungen (Kapitel 5.2.1) und im Kontext der Spanformanalyse (Kapitel 5.2.3) beschrieben.

Der Einstellwinkel κ_r der Hauptschneide wurde mit den Werten $\kappa_r = 94^\circ$ und $\kappa_r = 100^\circ$ untersucht. Da der Einstellwinkel nur an der Hauptschneide und nicht im Bereich der Schneidenecke variiert wurde, war die Wirksamkeit aufgrund der eingangs beschriebenen Kinematik begrenzt.

Im Folgenden wird der Einfluss der Zähnezahl z auf die radiale Zerspankraftkomponente F_{rad} näher betrachtet und die zugrundeliegenden Ursache-Wirkmechanismen untersucht. Bei ansonsten gleichbleibender Werkzeuggeometrie ist die Anzahl der sich im zeitlichen Mittel an der Stirnfläche im Eingriff befindlichen Schneiden linear abhängig von der Schneidenzahl z . Demzufolge wurde ein linearer Anstieg aller zeitlich gemittelten Zerspankraftkomponenten mit der Zähnezahl erwartet. Im Versuch war jedoch die radiale Zerspankraftkomponente beim Tauchfräsen mit $z = 3$ Schneiden niedriger als bei der Verwendung von Werkzeugen mit $z = 2$ oder $z = 4$ Schneiden.

Mögliche Ursachen dafür lagen in der Prozessdynamik bzw. der gegenseitigen Beeinflussung der aufeinanderfolgenden Schneideneingriffe. Um dies zu untersuchen, wurde der Verlauf der radialen Zerspankraftkomponente beim Tauchfräsen von CuZn21Si3P im Zeitbereich betrachtet (Abbildung 5.20). Die Kraftmessdaten wurden zu diesem Zweck zeitlich synchronisiert. Als Beginn der Messung ($t_c = 0$) wurde für alle Versuchspunkte das erstmalige Überschreiten einer Radialkraft von $F_{rad} = 2 \text{ N}$ definiert.

Zu Beginn des Eingriffs stieg die radiale Kraftkomponenten F_{rad} bei allen untersuchten Zähnezahlen z nahezu linear an (Abbildung 5.20 A). Nach ca. $t_c = 0,015 \text{ s}$ Schnittzeit erreichte F_{rad} ein Niveau, auf dem der Kraftverlauf bei $z = 3$ und $z = 4$ nur noch geringfügig anstieg. Dieser Zeitpunkt entsprach etwas mehr als dem vollständigen Eintauchen der Schneidenecke, sodass danach jeweils die gesamte Hauptschneide im Eingriff war. Zu diesem Zeitpunkt war F_{rad} näherungsweise proportional zur Zähnezahl z und erreichte bei $z = 4$ $F_{rad} = 14 \text{ N}$. Der anschließende geringfügige Anstieg von F_{rad} beim Tauchfräsen mit Werkzeugen mit $z = 3$ und $z = 4$ Zähnen wurde durch den zunehmenden Anteil von Reibung an den Umfangsschneiden verursacht. Bei der Bearbeitung mit $z = 2$ Schneiden stieg F_{rad} über einen längeren Zeitraum bis etwa $t_c = 0,4 \text{ s}$ kontinuierlich an und erreichte zu diesem Zeitpunkt mit $F_{rad} = 14 \text{ N}$ etwa den gleichen Wert wie das Werkzeug mit $z = 4$ Schneiden zu Beginn des Eingriffs. Dieser größere Anstieg kann nicht allein durch die Freiflächenreibung erklärt werden. Eine mutmaßliche Ursache dafür ist eine einsetzende Biegung des Werkzeugs, das der radialen Schnittkraftkomponente ausweicht. Bei $z = 2$ sind meist keine weiteren Schneiden im Eingriff, sodass die radiale Werkzeugbelastung nicht an anderer Stelle zurück auf das Werkzeug übertragen wird. Dieser Effekt wird nachfolgend näher betrachtet (vgl. Abbildung 5.21)

Die einzelnen Eingriffe der Werkzeugschneiden waren deutlich zu erkennen. Die Zahneingriffsfrequenz f_{ze} beschreibt ihre Häufigkeit, die von der Drehzahl n und der Zähnezahl z abhängt. Der Kehrwert davon ist die Periodendauer T_z zwischen zwei Zahneingriffen:

$$T_z = \frac{1}{f_{ze}} = \frac{1}{z * n} \quad (5.6)$$

Bei den untersuchten Zähnezahlen betrug sie $T_z (z = 2) = 3,7 \text{ ms}$, $T_z (z = 3) = 2,8 \text{ ms}$ und $T_z (z = 4) = 1,9 \text{ ms}$. Die gemessene Amplitude der Radialkraft, die durch die einzelnen Zahneingriffe erzeugt wurde unterschied sich wesentlich: Bei $z = 2$ betrug sie $A_{Fz} = 0,64 \text{ N}$, bei $z = 4$ nur etwa $A_{Fz} = 0,21 \text{ N}$. Dies wurde durch die Dynamik des Zahneingriffs verursacht, auf die im Anschluss eingegangen wird.

Im weiteren zeitlichen Verlauf änderte sich beim Tauchfräsen mit allen untersuchten Werkzeuggeometrien die Dynamik hin zu einer weniger gleichmäßigen, von nicht-periodischen Maxima und Minima geprägten Struktur (Abbildung 5.20 B). Dies war bei $z = 3$ und $z = 4$ ab etwa $t_c = 0,2 \text{ s}$, bei $z = 2$ ab etwa $t_c = 0,35 \text{ s}$ der Fall. Eine Analyse im Frequenzbereich ergab, dass nahezu ausschließlich Harmonische, also

ganzzahlige Vielfache der Zahnengriffsfrequenz in diesen Schwingungen enthalten waren. Da die Schneiden gleichgeteilt waren deutete dies auf eine Beeinflussung der aufeinanderfolgenden Schneideneingriffe untereinander hin. Ein erster Beleg dafür waren die Amplituden zwischen den Maxima und Minima in diesem Bereich: Die Amplitude war bei dem Werkzeug mit $z = 3$ Schneiden mit $A_{F_z} = 1,3 \text{ N}$ wesentlich geringer als bei den Werkzeugen mit $z = 2$ ($A_{F_z} = 2,0 \text{ N}$) und $z = 4$ ($A_{F_z} = 1,9 \text{ N}$) Schneiden.

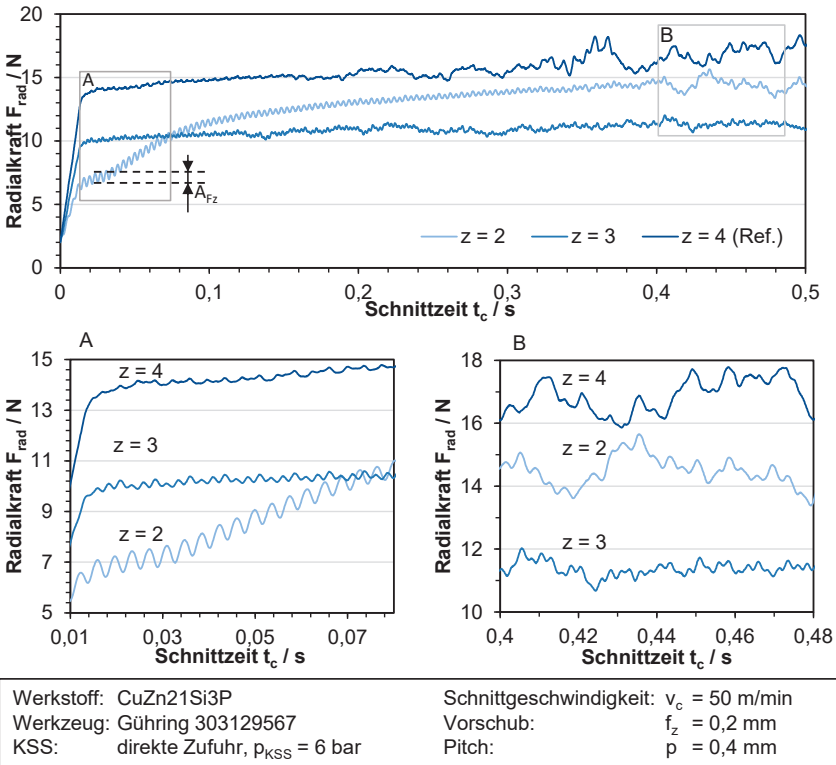


Abbildung 5.20: Verlauf der radialen Kraftkomponente F_{rad} im Zeitbereich

Time domain view of radial force component F_{rad}

Mit dem Ziel, die von der Zahnzahl z abhängige Radialkraftdynamik im Zeitbereich besser zu verstehen, wurde die kinematisch bedingte Beeinflussung der Schneidenein- und -austritte untereinander analysiert. Beim Tauchfräsen durchlief jede einzelne Schneide während eines Eingriffes eine sichelförmige axiale Spanungsfläche (vgl. Kapitel 2.3.1, Abbildung 5.21 oben). Diese gab makroskopisch den Verlauf der Spannungsbreite $a_{sp}(\varphi)$ wieder (vgl. Formel 2.1) [MART41, WITT14]. Durch den Einstellwinkel von $\kappa_r = 45^\circ$ im Bereich der Schneidenecke war beim Schneidenein- und -austritt die Spannungsdicke sehr gering und stieg nicht sprunghaft an. Dort wurde die

Mindestspanungsdicke unterschritten und aufgrund von Ploughing kein Span getrennt (vgl. Kapitel 2.3.2, [ALBR60]) .

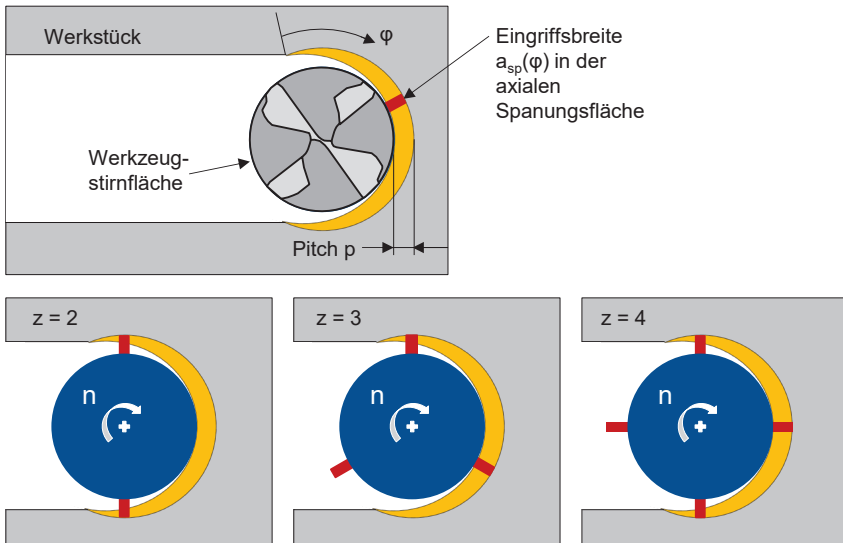


Abbildung 5.21: Kinematik des Tauchfräsens in der Werkzeug-Rückebene und Position der Schneiden in der axialen Spanungsfläche bei $z = 2$ bis $z = 4$ Zähnen
Kinematics of plunge milling in the tool back plane and position of the cutting edges in the axial cross section for $z = 2$ to $z = 4$ teeth

Infolge der symmetrischen Kinematik wurde das Maximum der radial am Werkzeug angreifenden Schnittkraft F_c genau in der Mitte des Eingriffs erreicht. Bei der Bearbeitung mit zweischneidigen Werkzeugen (Abbildung 5.21 unten) war bei dieser Winkelage des Werkzeugs keine weitere Schneide im Eingriff. Die Zerspankraft erzeugte eine elastische Verformung des Systems aus Werkzeug, Werkstück, Messtechnik, Aufspannung und Maschine. Dabei war die Nachgiebigkeit aller weiteren Elemente im Kraftfluss vernachlässigbar gegenüber der Nachgiebigkeit des Werkzeugs durch Biegung. Aufgrund dieser elastischen Durchbiegung des Werkzeugs erfolgte der jeweils nachfolgende Schneideneingriff mit einem seitlichen Versatz, der entgegengesetzt zur maximalen Schnittkraft orientiert war. Über mehrere Eingriffe hinweg wurde so ein kontinuierliches Verlaufen des gefrästen Kanals erzeugt. Dies verursachte den fortlaufenden Anstieg der gemessenen Radialkraft F_{rad} , der sich innerhalb von etwa 0,2 s asymptotisch an einen Gleichgewichtszustand annäherte. In diesem Gleichgewicht bewirkte dann die gesamte zeitlich gemittelte Radialkraft eine elastische Biegung des Werkzeugs.

Bei der Bearbeitung mit $z = 4$ Schneiden befanden sich zu jedem Zeitpunkt mindestens zwei Schneiden im Eingriff (Abbildung 5.21 unten). Da die Schneiden um jeweils 90° zueinander versetzt waren, war stets eine Schneide am Anfang des Eingriffs, wenn

die vorherig eingreifende Schneide ihr Schnittkraftmaximum erreichte. Die dadurch erzeugte Radialkraft wurde über die gerade im Beginn des Eingriffs befindliche Nebenschneide an der Bauteilwand abgestützt. Dadurch wurde die Durchbiegung des Werkzeugs reduziert.

Bei den hier untersuchten Bearbeitungsparametern betrug der Umschlingungswinkel $\Phi_c = 203,1^\circ$. Beim Tauchfräsen mit $z = 3$ Schneiden sind demzufolge im zeitlichen Mittel 1,7 Schneiden im Eingriff. Es ist also zu den meisten Zeitpunkten eine zweite Schneide im Eingriff, die teilweise die radiale Belastung aus dem Prozess über die Nebenschneide an der Bauteilinnenwand abstützen kann. Zum Zeitpunkt der maximalen Schnittkraft in der Mitte eines Eingriffs ist dies jedoch nicht der Fall.

Nach dem Eindringen der Werkzeugspitze in das Bauteil stieg die Radialkraft nicht weiter an (Abbildung 5.20). Dies deutete darauf hin, dass der Überlappungsgrad bei $z = 3$ Schneiden ausreichend war, um fortschreitende Werkzeughdurchbiegung zu verhindern. Der Werkzeughdurchmesser war bei den untersuchten Werkzeugen an den Nebenschneiden oberhalb der Schneidenecke reduziert, um eine Beeinflussung des Prozesses durch die Nebenschneiden zu minimieren. Die Kraftübertragung erfolgte daher nur in unmittelbarer Nähe der Schneidenecke. Der Drallwinkel des Werkzeugs hatte daher keinen Einfluss auf diesen Wirkmechanismus.

Für zukünftige Anpassungen an Werkzeugen ergab sich daraus Optimierungspotential hinsichtlich der Gestaltung der Umfangsschneiden. Durch die Verwendung von Führungsfasen ohne Rücknahme des Bearbeitungsdurchmessers kann potenziell die Führung des Werkzeugs in der Kavität bei Tauchfräsprozessen mit hohen Umschlingungswinkeln ($\Phi_c > 180^\circ$) verbessert werden. In diesem Fall würde zusätzlich aufgrund des Dralls der Nebenschneiden eine vergrößerte Abstütz- bzw. Führungswirkung als in den hier betrachteten Untersuchungen auftreten, da der im Kontakt mit der Kavität befindliche Umschlingungswinkel vergrößert würde. Durch das Anbringen solcher Führungsfasen an den Umfangsschneiden würden die Stege verbreitert, sodass potenziell der Spanabtransport eingeschränkt würde. Der Nutzen einer solchen Modifikation wäre also vor dem praktischen Einsatz zu validieren.

Das elastische System aus Werkzeug, Maschine, Messtechnik, Aufspannung und Werkstück (s.o.) wurde durch die periodisch wiederkehrenden Zahneingriffe zum Schwingen angeregt. Infolgedessen kann sich das System zu sich selbst verstärkenden Schwingungen anregen, was als selbsterregte Schwingung oder regeneratives Rattern bezeichnet wird. Das System würde dann mit einer oder mehreren dominanten Eigenfrequenzen schwingen, die sich im Allgemeinen von der Anregungsfrequenz unterscheiden [ALTI04, BIND18]. Auf den Werkstückoberflächen wurden keine Rattermarken erzeugt. Regeneratives Rattern war also bei den hier analysierten Untersuchungen nicht relevant.

In der eingangs erwähnten Analyse im Frequenzbereich wurden ausschließlich Vielfache und ganzzahlige Brüche der Zahneingriffsfrequenz als im Spektrum enthaltene Frequenzen ermittelt. Diese bildeten nach etwa $t_c = 0,3$ s nichtperiodische Maxima aus

(Abbildung 5.20 B). Die dadurch erzeugte Amplitude war bei der Bearbeitung mit dem Werkzeug mit $z = 3$ Schneiden am geringsten im Vergleich zum Tauchfräsen mit $z = 2$ und $z = 4$ Schneiden. Dieser Unterschied war mutmaßlich in der Frequenzabhängigkeit der dynamischen Nachgiebigkeit des Werkzeugs begründet. Ein möglicher zugrundeliegender Wirkmechanismus für dieses Verhalten ist die sogenannte Lagekoppelung, bei der die Werkzeugspitze aufgrund der Zerspankraft eine zyklische elliptische Bewegung durchläuft [WECK06, BAUR14]. Zur Überprüfung dieser Hypothese wäre in weiterführenden Untersuchungen eine Analyse des Nachgiebigkeitsfrequenzgangs und der Werkzeugmittelpunktsbahn erforderlich.

5.4 Fazit zur Analyse der Ursache-Wirkzusammenhänge

Conclusion on the analysis of the cause-and-effect relationships

Im Rahmen der Zerspanbarkeitsanalyse in Kapitel 4 wurde die geringe Bearbeitungsgenauigkeit, die instabilen radialen Zerspankraftkomponenten und die Werkzeugbrüche als maßgebliche Herausforderungen beim Tauchfräsen von bleifreien Kupferwerkstoffen identifiziert. Ziel dieses Kapitels war daher die Analyse der Ursache-Wirkzusammenhänge, die diese Prozesseigenschaften verursachten. Neben der Beantwortung der zweiten Forschungsfrage sollten dadurch Optimierungsansätze identifiziert und deren Nutzenpotential eingeschätzt werden.

Anhand von Untersuchungen der Spanform und der radialen Zerspankraftkomponente wurde mangelhafter Spanabtransport und das dadurch hervorgerufene Verklemmen von Spänen in der Kavität und den Spannuten („Spanstau“) als Ursache für die geringe Prozesssicherheit identifiziert (Kapitel 5.1.1). Durch die direkte Zufuhr des Kühlschmierstoffs anstelle von konventioneller Überflutung wurde der Spanabtransport maßgeblich verbessert. Die maximale radiale Zerspankraftkomponente wurde dadurch um ca. 90% reduziert. Die Bearbeitungsgenauigkeit wurde gesteigert und weitere Werkzeugbrüche vermieden. Dadurch wurde die Prozessstabilität maßgeblich verbessert (Kapitel 5.1.2).

Da die Form der Späne von großer Bedeutung für deren Abtransport war, wurde der Einfluss der Werkzeuggeometrie und der Schnittparameter darauf anschließend anhand von Analogieuntersuchungen im gebundenen Schnitt untersucht (Kapitel 5.2). Die Identifikation der relevanten Stellgrößen aus Werkzeuggeometrie und Schnittparametern war dabei die Zielsetzung. Späne mit kleiner Querschnittsfläche können auch ohne die Spülwirkung des KSS sicher antransportiert werden. In der industriellen Anwendung ist dies relevant, da an einigen branchenüblichen Mehrspindeldrehautomaten keine direkte Kühlschmierstoffzufuhr möglich ist. Die Bewertung erfolgte daher qualitativ anhand der Spanform und quantitativ anhand der Spanquerschnittsfläche. Späne mit minimaler Spanquerschnittsfläche wurden durch die Bearbeitung mit kleinen Schneideckenradien und niedrigen Vorschüben erzielt.

Ziel des dritten Untersuchungsabschnitts war die Analyse der Ursache-Wirkbeziehung zwischen den Schnittparametern, der Werkzeuggeometrie und der radialen

Zerspankraftkomponente, da letztere eine elastische Biegung des Werkzeugs verursachte (Kapitel 5.3). In den Tauchfräsuntersuchungen wurde der KSS direkt zugeführt und dadurch stabile Prozessbedingungen geschaffen. Bei Variation der Schnittparameter wurden die gleichen Einflüsse auf die radiale Zerspankraftkomponente wie in Kapitel 4 identifiziert, auch wenn die jeweils maximal auftretende Kraftkomponente maßgeblich kleiner war. In einer weiteren Analyse wurde der Einfluss des Werkstoffs, der Zähnezahl z , des Stirnspanwinkels γ_s , des Einstellwinkels κ_r und der Breite der Eckenfase b_γ auf die radiale Zerspankraftkomponente F_{rad} untersucht und anhand von Haupteffektdiagrammen bewertet. Statistisch signifikant war dabei neben dem Einfluss des Werkstoffs nur der Einfluss der Zähnezahl z , die von $z = 2$ bis $z = 4$ untersucht wurde. Ein Minimum von F_{rad} existierte dabei bei $z = 3$ Zähnen. Grund dafür waren dynamische Effekte, die mutmaßlich durch Lagekopplung verursacht wurden. Der Einfluss des Stirnspanwinkels γ_s und des Einstellwinkels κ_r war unter den untersuchten Bedingungen nicht statistisch signifikant. Dies widersprach der Erwartung, da unter anderen Bedingungen größere Effekte dieser Stellgrößen ermittelt wurden [WITT12, WITT14]. In zukünftigen Untersuchungen sollte die Prozessdynamik weitergehend untersucht werden.

Mit der Kenntnis dieser Ursache-Wirkbeziehungen ist die zweite Forschungsfrage beantwortet. Im nächsten Schritt erfolgt darauf aufbauend die Erstellung eines Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung. Eine zusammenfassende Bewertung aller relevanten Ursache-Wirkzusammenhänge aus diesen Untersuchungen und weiteren Quellen erfolgt in Kapitel 6.3.1.

6 Entwicklung eines Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung

Development of a design model for the tool and process design

Die Werkzeug- und Prozessauslegung beim Tauchfräsen von bleifreien Kupferwerkstoffen erfolgt zumeist unsystematisch. Die Werkzeuge werden durch spezialisierte Hersteller von Schaftwerkzeugen basierend auf dem Experten- bzw. Erfahrungswissen entwickelt. In den Produktionsunternehmen fließt das individuelle Erfahrungswissen des Maschinenbedieners in die Auswahl der Schnittparameter ein. Das fehlende direkte Feedback verursacht ein Defizit in der Leistungsfähigkeit des Prozesses. Ein maßgebliches Ziel dieser Arbeit ist es, eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung für das Tauchfräsen von bleifreien Messingen zu ermöglichen. So können Werkzeuggeometrie und Schnittparameter aufeinander abgestimmt werden. Aufbauend auf den Ergebnissen der Identifikation und Analyse der relevanten Ursache-Wirkzusammenhänge in den beiden vorhergehenden Kapiteln ist dies die Zielsetzung dieses Kapitels. Dies wird durch die Erstellung eines Gestaltungsmodells realisiert und damit gleichzeitig die dritte Forschungsfrage beantwortet. Die vierte Forschungsfrage untersucht das Potential zur Steigerung von Produktivität und Prozesssicherheit und wird durch die Validierung der Modelle in Kapitel 6.4 beantwortet.

6.1 Konzeption des Gestaltungsmodells

Concept of the design model

Übergeordnetes Ziel bei der Werkzeug- und Prozessauslegung ist die Entwicklung eines robusten und wirtschaftlichen Prozesses. Dieser soll möglichst direkt in der Industrie anwendbar sein. Je nach Branche sind dazu unterschiedliche Randbedingungen hinsichtlich der verwendeten Werkzeugmaschinentechnologie und Anforderungen an die Bauteilqualität zu berücksichtigen:

- Hauptanwendungsfall des Tauchfräsens von bleifreien Messingwerkstoffen und Fokus dieser Arbeit ist die Fertigung von elektrischen Verbindungselementen mit durch Schrauben fixierter Kabelverbindung, wie beispielsweise Reihenklemmen (vgl. Kapitel 1). Aufgrund der typischerweise sieben- bis zehnstelligen Jahresstückzahlen werden zumeist kurvenscheibengesteuerte Rundtaktautomaten verwendet, die drahtförmige Halbzeuge bearbeiten. Diese erreichen Taktzeiten im Bereich von ein bis zwei Sekunden. Sie erfordern jedoch hohe Rüstaufwände und bieten geringe Flexibilität bezüglich der Kinematik, der Schnittparameter und der KSS-Strategie. Mehrachsige Prozesse wie das springende Tauchfräsen (vgl. Abbildung 2.7) sind auf diesen Maschinen zumeist nicht möglich. Die Anwendung von ungleichmäßigen Vorschüben oder ein Freifahren des Werkzeugs während eines Schnitts sind meist nicht umsetzbar. Zur Fertigbearbeitung der Kavität werden Räumwerkzeuge mit geringer Steifigkeit verwendet.

Dies erfordert eine hohe geometrische Genauigkeit der durch Tauchfräsen gefertigten Kavität, da das Räumwerkzeug darin geführt wird.

- In der Sanitär- und Schlossindustrie sind Ventilbauteile und Schließzylinderkerne mit tiefen, schmalen Kavitäten üblich, die durch Tauchfräsen hergestellt werden können. Die vier- bis siebenstelligen Jahresstückzahlen werden typischerweise auf NC-Drehzentren mit hoher Flexibilität bei der Prozessgestaltung gefertigt. Dreiachsige Fräsbearbeitung ist aufgrund der zunehmenden Verfügbarkeit von Y-Achsen mit lediglich geringen Einschränkungen möglich. Die Endbearbeitung wird mit Schaftwerkzeugen ausgeführt, sodass die Anforderungen an das Tauchfräsen geringer ausfallen als bei der Herstellung von elektrotechnischen Verbindungselementen.

Das in diesem Kapitel entwickelte Gestaltungsmodell hat zum Ziel, eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung für das Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen zu ermöglichen. Der Fokus liegt dabei auf dem Anwendungsfall der Elektroindustrie und den dort branchenüblichen Randbedingungen. Eine Anwendung der Ergebnisse unter anderen Randbedingungen soll dennoch mit moderatem Aufwand möglich sein. Durch die systematische Auslegung aller prozessrelevanten Größen sollen die folgenden zerspantechnologischen Ziele erreicht werden:

- Stabile Bearbeitungsbedingungen:
 - Keine Werkzeugbrüche
 - Kein Spanstau
 - Konstante und niedrige radiale Zerspankraftkomponenten
- Ausreichende Bauteilqualität, insbesondere hinsichtlich des radialen Versatzes der gefertigten Kavität
- Höchstmögliches Zeitspanvolumen
- Möglichst lange Werkzeugstandzeit mit gleichmäßig fortschreitendem Verschleiß

Zur Realisierung des Gestaltungsmodells sind demzufolge die folgenden Teilaufgaben unter Berücksichtigung der oben genannten Randbedingungen zu lösen:

- Prognose der radialen Kraftkomponente anhand von Werkstoff, Werkzeuggeometrie und Schnittparametern, um geometrische Fehler zu erklären und zu prognostizieren
- Darauf aufbauend die Entwicklung eines Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung unter Berücksichtigung der oben genannten anwendungsspezifischen Randbedingungen und Ziele
- Validierung des Modells

Um diese Ziele zu erreichen wird im ersten Schritt ein Prognosemodell zur quantitativen Vorhersage der radialen Zerspankraftkomponente entwickelt. Der Ansatz dafür basiert auf dem Zerspankraftmodell nach KIENZLE [KIEN52], das die Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit vom Spannungsquerschnitt beschreibt. Dieser Ansatz wird

um Polynomfunktionen erweitert, die den Einfluss der Werkzeuggeometrie auf die Radialkraft abbilden.

Aufbauend auf den Versuchsergebnissen aus den Kapiteln 4 und 5 wird anschließend ein Gestaltungsmodell gebildet, in dem Gestaltungsrichtlinien für die Werkzeug- und Prozessauslegung entwickelt werden. Ein Bestandteil davon ist die Anwendung des Kraftprognosemodells zur Abschätzung der Radialkraft und der erreichbaren Bauteilqualität. Abschließend werden beide Teilmodelle anhand von Zerspanversuchen mit einem optimierten Werkzeug validiert.

6.2 Empirisches Modell zur Prognose der Radialkraft

Empirical model for the prognosis of the radial force

Die radial an der Werkzeugspitze angreifende Zerspankraftkomponente F_{rad} erzeugt eine elastische Biegung des Tauchfräasers. Daher wurde sie in den vorangehenden Kapiteln als maßgebliche Zielgröße identifiziert. Durch ihre Prognose lässt sich bei der Prozessauslegung der radiale Versatz der gefrästen Kavität abschätzen.

Für die praktische Prozessauslegung hat der radiale Versatz eine höhere Bedeutung als die Radialkraft. In einem ersten Versuch wurde er daher als Zielgröße in einer Prozessmodellierung verwendet, die ebenfalls den Ansatz des Zerspankraftmodells nach KIENZLE [KIEN52] nutzt und den Zusammenhang zwischen Radialkraft und radialem Versatz linear abbildete. Da das Werkzeug einem Biegebalken ähnelt und im elastischen Bereich belastet wird, wurde ein linearer Zusammenhang zwischen Radialkraft und seitlichem Versatz der Kavität erwartet. Die Prognosegenauigkeit dieses Modells erwies sich als sehr gering mit Abweichungen bis zu 90 %, weshalb dieser Ansatz nicht weiter verfolgt wurde. Als mutmaßliche Ursache für die geringe Prognosequalität dieses Modells wurden die Abweichungen der als linear angenommenen Korrelation zwischen Radialkraft und radialem Versatz identifiziert. In Abbildung 4.13 lagen zwischen einzelnen nah beieinander liegenden Messpunkten relevante Unterschiede. Deshalb ist eine rein lineare Korrelation nicht ausreichend genau. Im Folgenden wird daher die Radialkraft als Zielgröße des Prognosemodells verwendet.

Das Zerspankraftmodell nach KIENZLE basiert auf der Ermittlung von werkstoff- und prozessabhängigen spezifischen Zerspankraftkomponenten $k_{i,1}$ und Anstiegsbeiwerten m_i . Für die prognostizierte Zerspankraftkomponente F_i gilt dann in Abhängigkeit von der Spannungsweite b und der Spannungsdicke h [KIEN52]:

$$F_i = k_{i,1,1} \cdot b \cdot h^{(1-m_i)} \quad (6.1)$$

Beim Tauchfräsen wird der Spannungsquerschnitt durch den Pitch p und den Vorschub f_z beschrieben. Entsprechend der Kinematik des TauchfräSENS wurden die Spannungsweite b und Spannungsdicke h zu den Maximalwerten an der Hauptschneide transformiert:

$$b = a_{sp,max} = \frac{p}{\sin(\kappa_r)} \quad (6.2)$$

$$h = f_z \cdot \sin(\kappa_r) \quad (6.3)$$

Das Zerspankraftmodell nach KIENZLE wird typischerweise für Spanungsdicken $h > 0,1$ mm verwendet [KIEN52]. Die Gültigkeit für kleinere Spanungsdicken bis in den Sub-Mikrometerbereich wurde durch KLOCKE ET. AL. nachgewiesen [KLOC09]. Dies ist relevant, da der in dieser Arbeit betrachtete Tauchfräsprozess mit einem Werkzeugdurchmesser von $d = 2$ mm und Vorschüben im Bereich $0,01 \text{ mm} < f_z < 0,1$ mm im Übergangsbereich zwischen konventioneller und Mikrozerspannung liegt. Der Schneidkantenradius r_β wirkt sich aufgrund von Ploughing bei den geringen Spanungsdicken auf die Zerspanbarkeit aus [DENK14].

Bei den untersuchten binären Messingwerkstoffen bewirkt eine Variation des Zinkgehalts im Bereich von $37 \% \leq m_{Zn} \leq 42 \%$ einen Anstieg des β -Phasenanteils (vgl. Kapitel 2.1.2). Unter den hier betrachteten Bedingungen ändert sich der Spanbildungsmechanismus von Fließspanbildung bei CuZn37 zu segmentierter Spanbildung bei CuZn42 (vgl. Kapitel 4.3.1). Dies bewirkt eine Änderung der Radialkraft F_{rad} (vgl. Kapitel 4.3.2). Eine Interpolation basierend auf dem Gehalt an Zink oder β -Phase im Werkstoff würde aus diesem Grund eine geringe Aussagekraft aufweisen. Während der Halbzeugherstellung können Festigkeits- und Härtegrade einer Legierung durch unterschiedliche Kaltverfestigung und Wärmebehandlung eingestellt werden. Dies wirkt sich auch bei chemisch gleich zusammengesetzten Legierungen auf den Anteil der im Gefüge enthaltenen Phasen sowie auf die Korngröße und deren Verteilung aus [REET06]. Makroskopisch ergeben sich dadurch maßgebliche Unterschiede in der Werkstoffhärte, -zugfestigkeit und der Bruchdehnung. Auf eine weitere Interpolation wurde daher verzichtet und die Radialkraft F_{rad} wurde für jeden der untersuchten Werkstoffe separat voneinander prognostiziert. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c war in den vorangehenden Untersuchungen (vgl. Kapitel 5.2.3) gering und wurde ebenfalls nicht modelliert, um eine möglichst große Datenbasis zu erhalten.

Der Einfluss der in Kapitel 5.3 untersuchten Werkzeuggeometrieparameter wurde anhand von Polynomfunktionen im Modell abgebildet. Als Zielgröße wurde dafür F_{rad} anstelle von $F_{rad,max}$ verwendet, da stabile Bearbeitungsbedingungen ohne Kraftanstieg über die Dauer eines Schnitts vorausgesetzt wurden. Der Grad des Polynoms entsprach der Anzahl der in den Versuchen variierten Parameterstufen minus eins, die Polynome waren also vollständig bestimmt. Dadurch wurden die Korrekturfunktionen $f_{r,i}(x_i)$ ermittelt, die mit der prognostizierten Radialkraft multipliziert werden. Insgesamt ergab sich so die folgende Ansatzfunktion:

$$F_{rad} = k_{r1.1} \cdot \frac{p}{\sin(\kappa_r)} (f_z \cdot \sin(\kappa_r))^{(1-m_r)} \cdot f_{r1}(z) \cdot f_{r2}(\kappa_r) \cdot f_{r3}(b_\gamma) \cdot f_{r4}(\gamma_s) \quad (6.4)$$

mit:

$$f_{r1}(z) = K_{r1} \cdot z^2 + K_{r2} \cdot z + K_{r3} \quad (6.5)$$

$$f_{r2}(k_r) = K_{r4} \cdot k_r + K_{r5} \quad (6.6)$$

$$f_{r3}(b_\gamma) = K_{r6} \cdot b_\gamma + K_{r7} \quad (6.7)$$

$$f_{r4}(\gamma_s) = K_{r8} \cdot \gamma_s + K_{r9} \quad (6.8)$$

Aus den Versuchsdaten in Kapitel 5.3.2 wurden für jeden Werkstoff die Stützstellen der Polynome als Mittelwerte aller Versuchsergebnisse bestimmt. Dies entsprach anschaulich den Haupteffekten, die in Abbildung 5.19 zusammengefasst sind. Daraus wurden die werkstoffabhängigen Konstanten für das Prognosemodell errechnet (Tabelle 6.1).

Tabelle 6.1: Konstanten für das Prognosemodell der Radialkraft F_{rad}
Constants for the radial force F_{rad} prognosis model

Wert	CuZn37	CuZn42	CuZn21Si3P
$k_{r1.1} / \text{N/mm}^2$	7790,5	3679,4	3962,3
$m_r / -$	0,4107*	0,2459*	0,2653*
$K_{r1} / -$	0,2202	0,1518	0,1473
$K_{r2} / -$	-1,2471	-0,8075	-0,7734
$K_{r3} / -$	2,4655	1,8018	1,7367
$K_{r4} / \text{°}^{-1}$	0,0066	-0,0005	-0,0058
$K_{r5} / -$	0,3777	1,0431	1,5420
K_{r6} / mm^{-1}	1,4550	1,6695	0,8393
$K_{r7} / -$	0,8836	0,8664	0,9329
$K_{r8} / \text{°}^{-1}$	0,0096	-0,0070	-0,0135
$K_{r9} / -$	0,9519	1,0352	1,0675

* Gültig für Berechnung des Vorschubs bzw. der Spanungsdicke in μm

Im Falle der Korrektur nach der Schneidenzahl z lag ein Polynom zweiten Grades vor. Die Schneidenzahlen z sind stets ganzzahlig. Der Gültigkeitsbereich des Prognosemodells wird auf die in den Versuchen untersuchten Zähnezahlen $z = 2; 3; 4$ beschränkt. Daher besteht kein Risiko von Fehlprognosen aufgrund eines Überschwingens der Prognosefunktion zwischen den Stützstellen. Die übrigen Interpolationen erfolgen linear, also anhand von Polynomen ersten Grades, wo dieses Risiko generell nicht besteht. Eine Extrapolation über die Parameterbereiche der zugrundeliegenden Untersuchungen (vgl. Kapitel 5.3.1) hinaus ist zulässig, wenn sich dadurch an den zugrundeliegenden zerspantechnologischen Bedingungen keine Änderung ergibt. Dies betrifft insbesondere den Spanbildungsmechanismus und den Spanabtransport. In diesem Fall ist eine erneute Validierung bzw. Modellkalibrierung erforderlich. Für die praktische Anwendung des Modells sollten zudem ähnliche maschinentechnische Bedingungen gelten. Daraus ergeben sich die Randbedingungen für die Gültigkeit des Modells (Tabelle 6.2).

Mit diesem empirischen Prognosemodell kann die radiale Zerspankraftkomponente als ein zentraler Bestandteil des Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und

Prozessauslegung in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie und den Schnittparametern vorhergesagt werden.

Tabelle 6.2: Parameterbereich für die Erstellung des Kraftprognosemodells
Parameter range for the force prognosis model

Parameter	Wert	Parameter	Wert
Werkzeugtyp	Schafffräser, d = 2 mm	Schneidkantenradius r_β / μm	Ca. < 10 μm
Schneidenzahl z / -	2 - 4	Vorschub f_z / mm	0,01 - 0,03
Einstellwinkel κ_r / °	94 - 100	Schnittgeschwindigkeit v_c / m/min	50 - 90
Freiwinkel α / °	10	Pitch p / mm	0,2 - 0,4
Fasenbreite b_γ / mm	0,08 - 0,14	Kühlschmierstrategie	Direkte Zufuhr, $p_{KSS} = 6$ bar
Spanwinkel der Stirnschneide γ_s / °	5 - 10	Werkstoffe	CuZn37, CuZn42, CuZn21Si3P
Drallwinkel δ / °	35		

6.3 Gestaltungsmodell für die Werkzeug- und Prozessauslegung

Design model for the tool and process design

Ziel des Gestaltungsmodells ist es, eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung aller relevanten Stellgrößen beim Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen zu ermöglichen. So soll unter den Bedingungen der Massenfertigung die maximal mögliche Produktivität bei gleichzeitiger Einhaltung der Form- und Lagetoleranzen erreicht werden (vgl. Kapitel 6.1).

6.3.1 Qualitative Bewertung der Ursache-Wirkzusammenhänge

Qualitative evaluation of the cause-and-effect-relationships

Das Gestaltungsmodell besteht aus Gestaltungsrichtlinien, die auf den zuvor empirisch untersuchten Ursache-Wirkzusammenhängen aufbauen. Die Zusammenhänge zwischen den Eingangsgrößen und den Zielgrößen Radialkraft F_{rad} , Spanquerschnittsfläche A_{Span} , Spanabtransport und Versatz des gefrästen Kanals Δx wurden qualitativ zusammengefasst (Tabelle 6.3). Die Eingangsgrößen wurden in die zwei Kategorien Werkzeuggeometrie und Prozess eingeteilt. Der Einfluss der Eingangsgröße Werkstoff wurde dadurch berücksichtigt, dass die Zielgrößen Radialkraft und Spanquerschnittsfläche nach dem Werkstoff differenziert bewertet wurden. Qualitativ bewertet wurde der Spanabtransport und der Versatz des gefrästen Kanals.

Tabelle 6.3: Ursache-Wirkzusammenhänge zwischen den Eingangs- und Zielgrößen beim Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen
Cause-and-effect relationships between input and output variables in plunge milling of lead-free brass alloys

Eingangsgröße				Zielgröße			
				Radialkraft F_{rad}	Spanquer- schnitts- fläche A_{Span}	Spanab- transport	Bearbei- tungs- genauig- keit
Werkzeugeometrie	Stirnschneidwinkel	γ_s	°			o	(+)
	Einstellwinkel	κ_r	°			+	(o)
	Schneidenzahl	z	-		Nicht bewertet	(+)	(+)*
	Fasenbreite	b_γ	mm			+	(+)
	Schneidkanten- radius	r_β	μm	(+)*	(o)*	(o)*	(+)*
Prozess	Schnittgeschwin- digkeit	v_c	m/min		Nicht bewertet	Nicht bewertet	o
	Pitch	p	mm		Nicht bewertet	(o)	+
	Zahnvorschub	f_z	mm			+	+
	KSS-Strategie	-	-	+	Nicht bewertet	+	+
+ Relevanter Einfluss				* Erläuterung siehe Text		— CuZn37	
o Kein/geringfügiger Einfluss				() Ohne direkten Nachweis		— CuZn42	
						— CuZn21Si3P	

Die Schneidkantenverrundung hat maßgeblichen Einfluss auf die Zerspanbarkeit [DENK14]. Bei der Bearbeitung von bleifreien Messingwerkstoffen wurden in

vorherigen Arbeiten die besten Bearbeitungsergebnisse mit möglichst kleinen Schneidkantenradien im Bereich $r_\beta < 3 \mu\text{m}$ erreicht. Dieses Vorgehen ist aufgrund des hauptsächlich adhäsiven Verschleißes auch bei der Bearbeitung bleihaltiger Messingwerkstoffe üblich. Bei dem in dieser Arbeit betrachteten Tauchfräsprozess ist aufgrund der geringen Spannungsdicken Ploughing relevant. Zu dessen Vermeidung ist ebenfalls die Anwendung möglichst kleiner Schneidkantenradien vorteilhaft. Der Einfluss des Schneidkantenradius wurde aus diesen Gründen in der Arbeit nicht separat untersucht, sondern es wurden stets schleifscharfe Werkzeuge mit Schneidkantenradien im Bereich $5 \mu\text{m} < r_\beta < 12 \mu\text{m}$ eingesetzt, da damit in Kapitel 4 bei allen drei Versuchswerkstoffen die vorteilhaftesten Ergebnisse erzeugt wurden. Diese Aspekte wurden in der qualitativen Bewertung des Einflusses des Schneidkantenradius in Tabelle 6.3 berücksichtigt und als Empfehlung in das Gestaltungsmodell übernommen. [NOBE16a, S. 140]

Die Bewertung des Einflusses der KSS-Strategie auf die Zielgrößen erfolgte hier qualitativ. Durch die Zufuhr des wassermischbaren Kühlschmierstoffs durch die Kanäle im Werkzeugschaft wurde der Spanabtransport wesentlich verbessert. Der Anstieg der radialen Zerspankraftkomponente über die Dauer eines Schnitts wurde dadurch vermieden und somit die Prozesssicherheit maßgeblich gesteigert (vgl. Kapitel 5.1.2). Ein zuverlässiger Spanabtransport wird daher als notwendige Grundlage für stabile Bearbeitungsbedingungen beim Tauchfräsen von bleifreien Messingen betrachtet.

Nicht bewertet wurde der Einfluss der KSS-Strategie auf die Spanquerschnittsfläche A_{Span} , die ebenfalls Einfluss auf den Spanabtransport hat. Beim Außenlängsdrehen wird der KSS zumeist entlang der Spanfläche zugeführt [SANG13]. Aufgrund seines Drucks wird eine hydrodynamische Kraft auf die Spanunterseite erzeugt, die den Spankrümmungsradius und die Spanquerschnittsfläche verkleinert. Beim Tauchfräsen erfolgte die KSS-Zufuhr entlang des Werkzeugschaftes, sodass eine Beeinflussung der Spankrümmung durch die mechanische Wirkung des Kühlschmiermediums ausgeschlossen wurde.

Der Einfluss der drei in dieser Arbeit untersuchten bleifreien Messinglegierungen auf die Zielgrößen Radialkraft und Spanquerschnittsfläche ist den Piktogrammen in Tabelle 6.3 zu entnehmen. Bezüglich der Radialkraft F_{rad} war der Einfluss des Stirnspanwinkels γ_s , der Schneidzahl z , der Fasenbreite b_f sowie des Pitches p bei der Bearbeitung von CuZn37 wesentlich stärker als bei den Legierungen CuZn42 und CuZn21Si3P. Die Spanquerschnittsfläche A_{Span} war aufgrund der größeren Spanstauchung bei der Bearbeitung von CuZn37 stets geringer im Vergleich zu den beiden anderen Werkstoffen. Ursache dafür war die höhere Duktilität von CuZn37 im Vergleich zu CuZn42 und CuZn21Si3P. Für detailliertere Erörterungen dieser Zusammenhänge wird auf die entsprechenden Kapitel 5.2 und 5.3 verwiesen.

6.3.2 Entwicklung von Gestaltungsrichtlinien

Design guideline development

Die in den vorherigen Kapiteln analysierten Ursache-Wirkzusammenhänge werden in diesem Kapitel zu Gestaltungsrichtlinien für die Werkzeug- und Prozessauslegung zusammengefasst. Die Ausprägung der Ursache-Wirkzusammenhänge waren werkstoffabhängig. Die Empfehlungen wurden dementsprechend für die drei Werkstoffe CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P individuell abgeleitet.

Die Optimierung der Eingangsgrößen erfolgte unter Berücksichtigung der in Kapitel 6.1 aufgestellten Randbedingungen. Bei der Entwicklung der Gestaltungsrichtlinien entstand ein Zielkonflikt zwischen der Erreichung eines hohen Zeitspanvolumens und einer hohen Bearbeitungsgenauigkeit. Große Spanungsquerschnitte sind günstig für ein hohes Zeitspanvolumen, gehen aber mit einer maßgeblichen Erhöhung der Radialkraft einher. Zur Produktivitätssteigerung wurde daher primär eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit empfohlen. Für andere Anwendungsfälle mit größeren zulässigen Geometrieabweichungen kann zusätzlich der Pitch p gesteigert werden.

Die Gestaltungsrichtlinien für das Tauchfräsen von CuZn37 sind in Tabelle 6.4 zusammengefasst. Grundvoraussetzung für die Anwendung des Gestaltungsmodells ist das Schaffen stabiler Bearbeitungsbedingungen durch sicheren Spanabtransport. Dies geschieht durch direkte KSS-Zufuhr mit $p_{KSS} = 6$ bar. Die Werkstoffe CuZn42 und CuZn21Si3P verhielten sich trotz der unterschiedlichen chemischen Zusammensetzung und der abweichenden Gefügeausbildung in den Untersuchungen sehr ähnlich, sodass mit Ausnahme des Pitches dieselben Empfehlungen für die Bearbeitung dieser beiden Werkstoffe gelten. Die Gestaltungsrichtlinien für den Stirmspanwinkel γ_s , den Einstellwinkel κ_r , die Schneidenzahl z sowie den Schnitt basieren auf den Untersuchungen in Kapitel 5.3. Für die Auslegung der Schneidenecke wurden zusätzlich die Ergebnisse aus Kapitel 5.2 sowie das Erfahrungswissen der Firma GÜHRING hinsichtlich des Verschleiß- und Versagensverhaltens der Werkzeuge berücksichtigt. Aufbauend auf der Literatur zur Zerspanung bleifreier Messinge [NOBE16a, S. 140] und den Ergebnissen aus Kapitel 4 wird empfohlen, möglichst geringe Schneidkantenradien anzuwenden. Die Anwendungsempfehlungen hinsichtlich der Schnittgeschwindigkeit v_c , des Vorschubs f_z und des Pitches p entstammen den Ergebnissen aus Kapitel 5.3.

Für die praktische Anwendung wird das nachfolgende Vorgehen empfohlen: Aufbauend auf den Angaben zum Werkstoff sowie die Geometrie und Toleranzen der Kavität aus der Bauteilzeichnung wird eine geeignete Werkzeuggeometrie sowie ein Pitch anhand von Tabelle 6.4 ausgewählt. Die Schnittgeschwindigkeit kann in der industriellen Praxis anhand der maximal dauerhaft anwendbaren Spindeldrehzahl der Werkzeugmaschine ausgewählt werden, um höchstmögliche Produktivität zu erreichen. Der Vorschub wird entweder anhand der Gestaltungsrichtlinien ausgewählt oder mithilfe des Kraftprognosemodells aus Kapitel 6.2 berechnet. Dazu wird dem Modell eine Radialkraft F_{rad} vorgegeben und damit qualitativ die zulässige radiale Geometrieabweichung festgelegt. Sind Werkzeuggeometrie, Werkstoff und Pitch bekannt, kann so der

Vorschub berechnet werden. Dieses Vorgehen ermöglicht es, den Zielkonflikt zwischen möglichst hoher Produktivität und ausreichender Bearbeitungsgenauigkeit für jeden Anwendungsfall gezielt aufzulösen. In der nachfolgenden Validierung (Kapitel 6.4) wird diese Vorgehensweise angewendet und Empfehlungen für die anzustrebende Radialkraft abgeleitet.

Tabelle 6.4: Gestaltungsrichtlinien für das Tauchfräsen von CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P
Design guidelines for plunge milling of CuZn37, CuZn42 and CuZn21Si3P

Einflussgröße		Auslegung und Erläuterungen
Werkzeug	Stirnspanwinkel γ_s	$\gamma_s = 10^\circ$ für minimale Radialkraft
	Schneidenecke	Gestaltung als Fase, um Ploughing im Übergangsbereich zwischen Radius und Nebenschneide zu vermeiden [WITT14, S. 76 ff.]. Fasengeometrie $b_\gamma = 0,08 \text{ mm} \times 45^\circ$ als Kompromiss zwischen Sicherheit gegen Eckenausbruch und geringer Radialkraft (Kapitel 5.2.3)
	Einstellwinkel κ_r	$\kappa_r = 94^\circ$ für geringe Radialkraft und kleine Spanquerschnittsflächen
	Schneidenzahl z	$z = 3$ Schneiden für minimale Radialkraft und sicheren Spanabtransport
	Schneidkantenradius r_β	Schleifscharfe Schneidkanten mit $r_\beta \leq 12 \mu\text{m}$ Schneidkantenradius für geringes Risiko von Ploughing
Prozess	KSS-Strategie	Gerichtete KSS-Zufuhr mit einem Druck von ca. $p_{\text{KSS}} = 6 \text{ bar}$ zur Verbesserung des Spanabtransports
	Schnittgeschwindigkeit v_c	Schnittgeschwindigkeiten oberhalb von $v_c = 50 \text{ m/min}$ steigern die Produktivität, bei leicht abfallender Radialkraft. Maximal untersucht: $v_c = 90 \text{ m/min}$ (Kapitel 5.3.2)
	Pitch p	CuZn37: $0,2 \text{ mm} \leq p \leq 0,3 \text{ mm}$ aufgrund deutlich erhöhter Radialkraft bei größeren Pitches CuZn42 und CuZn21Si3P: Entsprechend der Bauteilgeometrie und geforderter Bearbeitungsgenauigkeit auszulegen, Empfehlung $0,2 \text{ mm} \leq p \leq 0,4 \text{ mm}$
	Vorschub je Zahn f_z	Größter Einfluss auf Radialkraft und Werkzeugabdrängung, daher $0,01 \text{ mm} \leq f_z \leq 0,02 \text{ mm}$ empfohlen Zur Steigerung des Zeitspanvolumens bevorzugt Schnittgeschwindigkeit steigern.

Durch die Entwicklung dieses Gestaltungsmodells und des zugrundeliegenden Prognosemodells für die Radialkraft wurde die dritte Forschungsfrage dieser Arbeit beantwortet. Zur Optimierung der Produktivität bei gleichzeitig gegebener Radialkraft kann das Kraftprognosemodell für die Auswahl des Vorschubs verwendet werden. Dieser Ansatz wird in der nachfolgenden Modellvalidierung untersucht.

6.4 Validierung der Modelle

Validation of the models

In den vorherigen Abschnitten wurden ein Prognosemodell für die radiale Kraftkomponente und ein Gestaltungsmodell für die Werkzeug- und Prozessauslegung beim Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen entwickelt. Ziel dieses Abschnittes ist der Nachweis der Steigerung von Prozesssicherheit und Produktivität sowie die Validierung des Prognosemodells für die Radialkraft aus Kapitel 6.2. Dadurch wird die vierte und letzte Forschungsfrage dieser Arbeit beantwortet.

Die Gestaltungsrichtlinien für die Werkzeug- und Prozessauslegung wurden in die praktische Anwendung übertragen (Tabelle 6.5). Dazu wurde der in Kapitel 5.3 beschriebene Versuchsaufbau verwendet. Das Werkzeug wurde von der Fa. GÜHRING gemäß den Gestaltungsrichtlinien gefertigt und wies die in Kapitel 6.3.2 als ideal ermittelten Geometriemerkmale auf. Es glich bezüglich des Schneidstoffs und aller nicht geänderten Geometriegrößen dem Werkzeug C, das bei den vorhergehenden Untersuchungen eingesetzt wurde (Tabelle 6.5 rechts).

Die Tauchfräsversuche wurden mit den drei Versuchswerkstoffen CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P aus derselben Charge wie in den vorhergehenden Untersuchungen durchgeführt. Der wassermischbare Kühlschmierstoff wurde gemäß der Gestaltungsrichtlinien durch die KSS-Kanäle im Werkzeugschaft (vgl. Abbildung 5.5) mit einem Druck von $p_{\text{KSS}} = 6$ bar zugeführt. Die Untersuchungen wurden mit Pitches $p = 0,3$ mm und $p = 0,4$ mm bei einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50$ m/min durchgeführt. Zur Berechnung der Vorschübe je Zahn f_z wurde das Kraftprognosemodell aus Kapitel 6.2 nach dem Vorschub aufgelöst und zulässige radiale Kraftkomponenten in den Stufen $F_{\text{rad}} = 10; 15; 20; 30$ N vorgegeben. So wurde der für die Modellerstellung genutzte Kraftbereich näherungsweise abgedeckt und eine Extrapolation über die Stützstellen des Modells hinaus vermieden. Die so berechneten Einstellwerte für den Vorschub je Zahn f_z sind in Tabelle 6.6 dargestellt. In den Versuchen in Kapitel 5, mit deren Ergebnissen das Modell erstellt wurde, wurde der Vorschub im Bereich $0,01 \text{ mm} \leq f_z \leq 0,03 \text{ mm}$ eingestellt. Die errechneten Werte reichten jedoch bis zu $f_z = 0,125 \text{ mm}$, sodass eine Extrapolation weit über den im Modell beschriebenen Wertebereich vorlag. Die Messung der radialen Zerspankraftkomponente F_{rad} und des seitlichen Versatzes Δx erfolgte anhand von jeweils fünf Bauteilen mit jeweils zwei Kavitäten je Versuchspunkt.

Tabelle 6.5: Versuchsbedingungen für die Validierungsuntersuchungen
Test conditions for the model validation

Prozessauslegung		Werkzeug	
Maschine	DMG MORI NHX 5000	Herstellerbezeichnung (Fa. GÜHRING)	303926025
Werkzeug	GÜHRING 303926025	Durchmesser d	2 mm
Schnittgeschw. v_c	50 m/min	Zähnezahl z	3
Pitch p	0,3 mm 0,4 mm	Auskraglänge l_k	17 mm
Zahnvorschub f_z	vgl. Tabelle 6.6	Fasenbreite b_f	0,08 mm x 45°
Werkstoffe	CuZn21Si3P CuZn37 CuZn42	Umfangsspanw. γ_r	3°
		Stirnschneidwinkel γ_s	10°
		Stirnfreiwinkel α_s	10°
Kühlschmierstoff	Emulsion, 8 % FUCHS Ecocool Global 1000	Einstellwinkel κ_r	94°
		Drallwinkel δ	35°
KSS-Zufuhr	Gerichtet, durch Werkzeugschaft	Hartmetallsubstrat	$m_{co} = 9\%$; $d_k = 0,2 - 0,5 \mu\text{m}$ (GÜHRING K55SF)
KSS- Zufuhrdruck p_{kss}	6 bar	Schneidkantenradius r_β	7,8 μm

6.4.1 Validierung des Prognosemodells für die Radialkraft

Validation of the radial cutting force prognosis model

Die im Versuch gemessene Radialkraft wurde der jeweils im Modell vorgegebenen Kraft gegenübergestellt (Abbildung 6.1). Die Auswertung der Radialkraft erfolgte zum Beginn des Schnitts, nach dem vollständigen Eindringen der Werkzeugspitze in das Bauteil sowie kurz vor Ende des Schnittes, um eine eventuelle Maximalwertbildung zu erkennen. Die im Versuch gemessene Radialkraft $F_{rad,mess}$ war zu Beginn des Schnitts stets größer als die im Modell zur Prozessauslegung vorgegebene Radialkraft $F_{rad,mod}$. Die Abweichung betrug zwischen 0,4 % bei der Bearbeitung von CuZn42 ($p = 0,4 \text{ mm}$, $F_{rad,mod} = 10 \text{ N}$) und 46 % beim Tauchfräsen von CuZn21Si3P ($p = 0,3 \text{ mm}$, $F_{rad,mod} = 20 \text{ N}$). In den meisten Fällen war die Abweichung bei der Bearbeitung mit $p = 0,3 \text{ mm}$ größer als bei $p = 0,4 \text{ mm}$. Ein möglicher Grund dafür war, dass der Pitch bei $p = 0,3 \text{ mm}$ durch das Modell interpoliert wurde während $p = 0,4 \text{ mm}$ eine der Stützstellen war. Nach KIENZLE geht der Einfluss des Pitches, umgerechnet in die Spannbreite b , in das zugrundeliegende Zerspankraftmodell linear ein [KIEN52].

Beim Tauchfräsen ist die Kinematik wesentlich komplexer als beim Außenlängsdrehen oder im Orthogonalschnitt. Die Größe der axialen Spanungsfläche ist beim Tauchfräsen entgegen dem Modell nicht linear vom Pitch abhängig (vgl. Kapitel 2.3, Abbildung 2.8). Dies ist eine Fehlerquelle in der Prognose der Radialkraft im hier verwendeten Modell.

Tabelle 6.6: Einstellwerte für den Vorschub je Zahn berechnet mit dem Radialkraftprognosemodell
Values for the feed per tooth calculated with the radial force prognosis model

Pitch p	Vorgegebene Radialkraft F_{rad}	Vorschub f_z / μm		
		CuZn37	CuZn42	CuZn21Si3P
0,3 mm	10 N	17,81	28,84	31,67
	15 N	32,41	49,52	55,56
	20 N	49,57	72,69	82,79
	30 N	90,20	124,83	145,25
0,4 mm	10 N	11,64	19,65	21,25
	15 N	21,19	33,74	37,29
	20 N	32,41	49,52	55,56
	30 N	58,98	85,05	97,48

Bei Schnittbedingungen mit hohen vorgegebenen Vorschüben und mit vorgegebenen Radialkräften von $F_{rad,mod} \geq 20$ N bildeten sich ausgeprägte Kraftmaxima aus (Abbildung 6.1 rechts). Der Kraftverlauf ähnelte dann den in Kapitel 4 dargestellten instabilen Bedingungen. Ursache dafür waren die gegenüber den Untersuchungen aus Kapitel 4 und 5 maßgeblich erhöhten Vorschübe je Zahn f_z . Aus diesem Grund vergrößerte sich die Spanquerschnittsfläche A_{Span} (vgl. Abbildung 5.16), sodass die Späne sich in der Kavität verklebten. Der dadurch erzeugte Spanstau verursachte die Kraftüberhöhung (vgl. Kapitel 5.1.1). Wenn das Modell zur Auswahl eines Vorschubs genutzt wird, wird deshalb empfohlen, die Radialkraftvorgabe auf maximal $F_{rad,mod} = 15$ N zu begrenzen. So wird ein übermäßiger Anstieg der Kraft über die Dauer eines Schnitts und damit eine Reduktion der Prozesssicherheit vermieden.

Bei Schnittbeginn war die Abweichung zwischen der Vorgabe im Modell und der Messung bei $F_{rad,mod} \geq 20$ N höher als bei kleineren $F_{rad,mod}$ (Abbildung 6.1 links). Auch dies wurde durch den oben beschriebenen ungünstigen Spanabtransport aufgrund des erhöhten Vorschubs verursacht. Die im Validierungsversuch eingestellten Vorschübe f_z waren, je nach Werkstoff und Pitch p, ab einer Vorgabekraft von $F_{rad} = 15$ N bis $F_{rad} = 20$ N deutlich größer als der größte Vorschub $f_z = 0,03$ mm aus der Modellerstellung (vgl. Tabelle 6.2). Bei Vorschüben $f_z > 0,03$ mm lag also eine Extrapolation vor, die diese Abweichungen begünstigte und durch eine Neukalibrierung des Modells mit

einer größeren Anzahl Stützstellen in einem breiteren Wertebereich reduziert werden kann.

Zusammenfassend ließ sich festhalten, dass die Vorhersage der Radialkraft mit dem Kraftprognosemodell eine Abweichung von maximal 20 % aufwies, solange der für die Modellerstellung genutzte Parameterbereich (Tabelle 6.2) nicht überschritten wurde. Eine Radialkraftvorgabe von maximal $F_{\text{rad,mod}} = 15 \text{ N}$ wurde daher als Grenze der zulässigen Extrapolation festgelegt. Ab einer vorgegebenen Radialkraft von $F_{\text{rad,mod}} = 20 \text{ N}$ werden wesentlich höhere Vorschübe durch das Modell berechnet. Im Experiment traten damit instabile Bearbeitungsbedingungen aufgrund unzureichenden Spanabtransports auf. Dieser wurde mutmaßlich durch größere Spanquerschnittsflächen erzeugt (vgl. Kapitel 5.2.3). Spanstau wird durch das Modell nicht abgebildet, da stabile Bearbeitungsbedingungen vorausgesetzt werden.

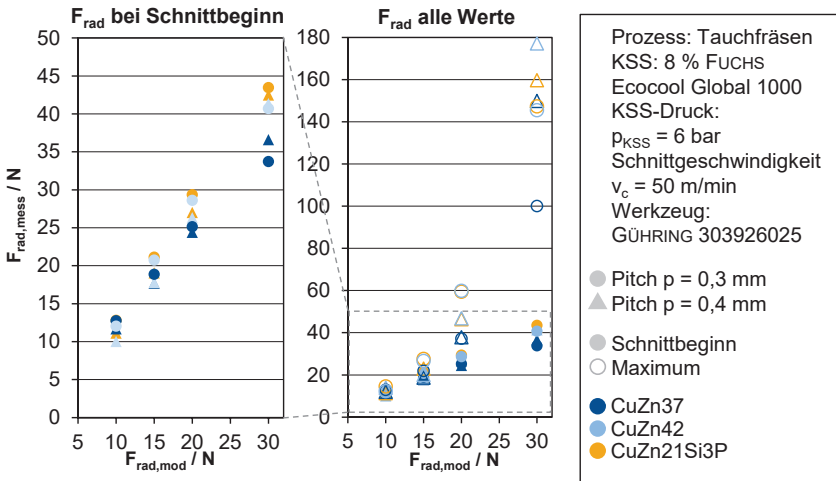


Abbildung 6.1: Gegenüberstellung der im Modell vorgegebenen und im Versuch gemessenen radialen Zerspankraftkomponente
Comparison of radial cutting force component entered into the model and measured in the experiments

6.4.2 Validierung des Gestaltungsmodells

Validation of the design model

Das Prognosemodell für die radiale Zerspankraft stellt einen Kernbestandteil des Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung dar. Zur Beantwortung der vierten Forschungsfrage ist zu untersuchen, wie die Prozesssicherheit und die Produktivität durch die Anwendung des Gestaltungsmodells gegenüber dem Stand der Technik verändert werden. Als Vergleichsgröße für die Bewertung dieser Kriterien werden die Versuchsergebnisse aus Kapitel 4 herangezogen.

Der Verlauf der Bewertungsgröße Radialkraft wurde im vorhergehenden Abschnitt 6.4.1 bereits analysiert. Zentrales Ergebnis war dabei, dass bis zu einer im Modell vorgegebenen Radialkraft $F_{\text{rad,mod}} = 15 \text{ N}$ stabile Bearbeitungsbedingungen herrschten. Das bedeutete, dass kein maßgeblicher Anstieg der radialen Zerspangkraftkomponente aufgrund mangelhaften Spanabtransports über die Dauer eines Schnitts vorlag. Daraus folgt, dass die Prozesssicherheit aufgrund der Abwesenheit von ausgeprägten Kraftmaxima wesentlich gesteigert wurde.

In der industriellen Praxis wird das Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen für die Massenfertigung von elektrotechnischen Verbindungselementen verwendet. Neben der radialen Zerspangkraftkomponente sind die Bauteilqualität und das Zeitspanvolumen maßgebliche Bewertungskriterien für die Beantwortung der Forschungsfrage.

Als Referenz für die Bewertung dieser Kriterien wird eine Prozessvariante ausgewählt, die dem Stand der Technik in der Elektroindustrie ohne Kenntnis der Versuchsergebnisse entspricht. Dieser enthält nur eine einfache Optimierung der Schnittparameter, da in den Betrieben der Elektroindustrie zumeist wenig Erfahrungswissen zur Bearbeitung bleifreier Messinge vorhanden ist und keine systematischen Optimierungsversuche durchgeführt werden. Es wird angenommen, dass in Zukunft mit zunehmendem Erfahrungswissen seitens der Anwender die Auswahl günstigerer Bedingungen möglich wird.

Auf dieser Basis wurde das am Markt verfügbare Werkzeug B aus den Untersuchungen in Kapitel 4 ausgewählt. Die Schnittparameter wurden so gewählt, dass sich günstige Bedingungen hinsichtlich Bauteilqualität, Spanabtransport und zeitlichem Verlauf der radialen Zerspangkraftkomponenten ergaben. Die Beurteilung erfolgte für die Bearbeitung des Werkstoffs CuZn42. Für die Anwendung des Gestaltungsmodells wurde ebenfalls im Sinne bestmöglicher Bauteilqualität eine maximale radiale Zerspangkraftkomponente von $F_{\text{rad,mod}} = 10 \text{ N}$ vorgegeben. Tabelle 6.7 fasst die so ausgewählten Prozessparameter zusammen.

Zur Berechnung des Zeitspanvolumens Q wird die axiale Spanungsfläche A_{ax} mit der Vorschubgeschwindigkeit v_f multipliziert. Es gilt:

$$Q = A_{\text{ax}} v_f = A_{\text{ax}} z f_z \frac{v_c}{\pi * d} \quad (6.9)$$

Die axiale Spanungsfläche A_{ax} lässt sich anhand der Schnittfläche zweier Kreise herleiten [VETT04]:

$$A_{\text{ax}} = \pi \left(\frac{d}{2}\right)^2 - \frac{1}{2} \left(d^2 \cos^{-1} \left(\frac{p}{d} \right) - p \sqrt{d^2 - p^2} \right) \quad (6.10)$$

Die axiale Spanungsfläche betrug $A_{\text{ax}} = 0,399 \text{ mm}^2$ für den Referenzprozess und $A_{\text{ax}} = 0,794 \text{ mm}^2$ für den optimierten Prozess mit Anwendung des Gestaltungsmodells. Durch die Anwendung des Gestaltungsmodells erhöhte sich das Zeitspanvolumen Q von $Q = 95 \text{ mm}^3/\text{min}$ auf $Q = 372 \text{ mm}^3/\text{min}$. Dies entsprach einer Produktivitätssteigerung um 292%.

Tabelle 6.7: Prozessparameter für die Bewertung der Produktivität und Bauteilqualität unter Anwendung des Gestaltungsmodells
Process parameters for evaluation of productivity and workpiece quality

Parameter	Ausgangszustand (Kapitel 4)	Anwendung des Gestaltungsmodells
Werkzeug	WERKZEUG B (vgl. Tabelle 4.6)	GÜHRING 303926025 (vgl. Tabelle 6.5)
Schnittgeschwindigkeit	$v_c = 50$ m/min	$v_c = 50$ m/min
Pitch	$p = 0,2$ mm	$p = 0,4$ mm
Vorschub	$f_z = 0,015$ mm	$f_z = 0,01965$ mm
Schneidenzahl	$z = 2$	$z = 3$
KSS-Strategie	Überflutungskühlung	Direkte Zufuhr
Zeitspanvolumen	$Q = 95$ mm ³ /min	$Q = 372$ mm ³ /min

Die Bauteilqualität wurde anhand des seitlichen Versatzes Δx des durch Tauchfräsen gefertigten Kanals bewertet. Der gewählte Versuchspunkt im Ausgangszustand wies mit $\Delta x = 37,5$ μm die geringste Geometrieabweichung auf, die im Rahmen von Kapitel 4.3.3 mit dem Werkstoff CuZn42 gemessen wurde (vgl. Abbildung 4.12). Unter Anwendung des Gestaltungsmodells betrug die mittlere Geometrieabweichung $\Delta x = 17,3$ μm .

Abbildung 6.2 zeigt die Bauteilunterseite beim Tauchfräsen von CuZn42 nach Anwendung des Gestaltungsmodells. Ausgewählt wurden die Versuchspunkte, die mit einer vorgegebenen radialen Zerspankraftkomponente $F_{\text{rad,mod}} = 10; 15; 20$ N durchgeführt wurden (vgl. Tabelle 6.6Tabelle 6.6). Bei Vorgabe von $F_{\text{rad,mod}} = 10$ N betrug die seitliche Geometrieabweichung im Mittel der Versuchspunkte $\Delta x = 17,3$ μm . unter Anwendung einer vorgegebenen Kraft von $F_{\text{rad,mod}} = 15$ N stieg das Zeitspanvolumen auf $Q = 885$ mm³/min an. Der seitliche Versatz der Tauchfräskanals betrug dann im Mittel $\Delta x = 44,7$ μm . Bei einer geometrischen Toleranz des Bauteils von beispielsweise 50 μm kann so eine nochmals deutlich erhöhte Produktivität erzielt werden. In der Praxis sollte der Vorschub dabei dennoch leicht reduziert werden, um eventuelle Unregelmäßigkeiten im Prozess aufgrund von Werkzeugverschleiß auszugleichen. Bei weiterer Erhöhung des Vorschubs bzw. der im Modell vorgegebenen Radialkraft $F_{\text{rad,mod}} = 20$ N stieg die Produktivität weiter an. Der seitliche Versatz der Kavität erhöhte sich im Mittel dadurch auf $\Delta x = 98,9$ μm . In der industriellen Praxis ist auch bei größeren geometrischen Bauteiltoleranzen von der Verwendung dieser Prozesseinstellung abzuraten aufgrund des erhöhten Anstiegs der Radialkraft über die Zeit (vgl. Abbildung 6.1) und der daraus folgenden reduzierten Prozessstabilität.

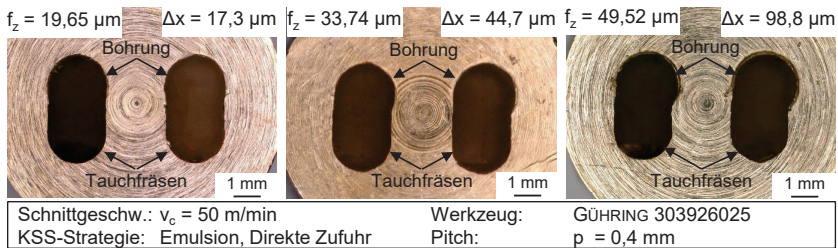


Abbildung 6.2: Versatz des Kanals an der Werkzeugaustrittsseite beim Tauchfräsen von CuZn42

Deviation of the channel on the tool exit side in plunge milling of CuZn42

6.5 Fazit

Conclusion

In diesem Kapitel wurde ein Gestaltungsmodell für die Werkzeug- und Prozessauslegung beim Tauchfräsen von bleifreiem Messingwerkstoffen entwickelt und validiert. Grundlage dafür waren die Untersuchungen zur Analyse der für diesen Prozess relevanten Ursache-Wirkzusammenhänge in Kapitel 5.

Die dritte Forschungsfrage dieser Arbeit wurde durch die Erstellung eines Gestaltungsmodells für die Werkzeug- und Prozessauslegung auf Basis der Erkenntnisse aus den vorhergehenden Zerspanuntersuchungen beantwortet. Die radiale Zerspankraftkomponente F_{rad} wurde als kritische Auslegungsgröße hinsichtlich der Bauteilqualität und Prozesssicherheit identifiziert. Sie wurde durch ein Prognosemodell beschrieben, das auf dem Zerspankraftmodell nach KIENZLE aufbaut und zusätzlich den Einfluss von Werkstoff und Werkzeuggeometrie berücksichtigt. Bei Anwendung des Gestaltungsmodells wurde dem Prognosemodell ein Sollwert für die Radialkraft vorgegeben, um den Zielkonflikt zwischen Produktivität und Bauteilqualität gezielt auflösen zu können. Weitere Bestandteile des Gestaltungsmodells waren Richtlinien für die Gestaltung der Werkzeuggeometrie und der Prozesseinstellgrößen, die anhand der Versuchsergebnisse aus den vorherigen Kapiteln abgeleitet wurden.

Das Modell kann in der Elektroindustrie mit moderatem Aufwand angewandt werden, sobald eine Umstellung auf bleifreie Messingwerkstoffe erfolgt. Laut Anwenderberichten bestehen die Herausforderungen bezüglich Spanabtransport und Geometrieabweichungen auch bei ähnlichen Kavitäten mit größeren Abmessungen bis etwa $d = 5$ mm Werkzeughdurchmesser. Für solche Anwendungen können die hier entwickelten Gestaltungsrichtlinien als Grundlage für eine angepasste Werkzeug- und Prozessauslegung verwendet werden. Auch die Verwendung anderer Legierungen erfordert eine weitere Anpassung der Gestaltungsrichtlinien. Für die Elektroindustrie können in Zukunft auch reines Kupfer, Kupfer-Tellur-Legierungen, hochfeste Kupfer-Beryllium-Werkstoffe oder Zinknetlegierungen relevant werden. Diese Werkstoffgruppen weisen eine deutlich von bleifreiem Messing abweichende Zerspanbarkeit auf. Die

hier beschriebenen Lösungsansätze werden sich daher nur eingeschränkt übertragen lassen. Für die Anwendung in anderen Branchen als der Elektroindustrie gelten zu meist andere maschinentechnische Randbedingungen. Die Verwendung von NC-gesteuerten Werkzeugmaschinen mit mindestens drei translatorischen Achsen ermöglicht die Anwendung des springenden Tauchfräsens. Aufgrund der relativ zum Werkzeug größeren Kavitäten ist unzureichender Spanabtransport in diesem Fall weniger wahrscheinlich.

Zur Beantwortung der vierten Forschungsfrage wurde die Steigerung der Prozesssicherheit und Produktivität untersucht. Die Zerspanbarkeitsanalyse in Kapitel 4 zeigte deutlich, dass das Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen unter den hier betrachteten Bedingungen ein herausfordernder Prozess war. Dies äußerte sich in einer ausgeprägten Grenze der Prozessstabilität hinsichtlich des Auftretens von Werkzeugbrüchen, Kraftmaxima und reduzierter Bearbeitungsgenauigkeit. Das Gestaltungsmodell ermöglichte eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung. Dadurch wurde die erzielbare Produktivität bei geringfügig besserer Bauteilqualität um 292% gegenüber einem konservativ gewählten Referenzprozess ohne Optimierung des Werkzeugs gesteigert. Durch die Vorgabe einer maximal zulässigen Radialkraft bei der Prozessauslegung wurde es zudem ermöglicht, den Zielkonflikt zwischen Produktivität und Bauteilqualität in Abhängigkeit von den Produkthanforderungen aufzulösen.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Summary and Outlook

7.1 Zusammenfassung

Summary

Im Rahmen der fortschreitenden Elektrifizierung und Digitalisierung wächst die Bedeutung von elektrotechnischen Verbindungselementen. Bei Durchgangsreihenklemmen werden die Kabel in einer rechteckigen Kavität verschraubt, die durch die Prozessfolge Bohren, Tauchfräsen und Räumen gefertigt wird. Bei der Massenfertigung dieser Bauteile ist die seitliche Abdrängung des Tauchfräswerkzeugs kritisch für die abschließende Innenräumbearbeitung, da die Räumwerkzeuge aufgrund der kleinen Dimensionen keine ausreichende Steifigkeit für die Kompensation von geometrischen Abweichungen aufweisen. Aus rechtlichen Gründen darf zukünftig in den Messingwerkstoffen für die Fertigung dieser Bauteile kein Blei mehr enthalten sein. Bei der Zerspanung bleifreier Messingwerkstoffe entstehen im Vergleich zu den aktuell verwendeten bleihaltigen Automatenmessingen erhöhte Zerspankraftkomponenten und ungünstige Spanformen. Beim Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen wird die Prozesssicherheit zudem durch Werkzeugbrüche eingeschränkt.

In der Fertigung von Komponenten für die Luftfahrt sowie im Werkzeug- und Formenbau ist das Tauchfräsen für die Öffnung tiefer Kavitäten etabliert. Bei der hier betrachteten Anwendung für die Elektrotechnik werden jedoch sehr kleine Kavitäten mit Aspektverhältnissen bis zu $l/d = 7$ in wenigen Schnitten mit Werkzeugdurchmesser $d = 2$ mm hergestellt. Ein solcher Prozess zur Bearbeitung bleifreier Messinge ist für die Umstellung der Werkstoffe in der Elektroindustrie erforderlich, es existieren jedoch keine systematischen Untersuchungen dazu. Ziel dieser Arbeit war es deshalb, eine systematische Werkzeug- und Prozessauslegung für das Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen auf Grundlage der Analyse relevanter Ursache-Wirkbeziehungen zu ermöglichen.

Zur Identifikation der zerspantechnologischen Herausforderungen wurde im ersten Schritt eine Zerspanbarkeitsanalyse mit den bleifreien Messingwerkstoffen CuZn37, CuZn42 und CuZn21Si3P durchgeführt. Unter Verwendung am Markt verfügbarer Werkzeuge, die für das Tauchfräsen bleihaltiger Messinge verwendet werden, entstanden instabile Prozessbedingungen. Die radiale Zerspankraftkomponente stieg während eines Schnittes um einen Faktor von fünf bis zehn zu einem Maximum an. Dies verursachte Werkzeugbrüche sowie seitliches Verlaufen der tauchgefrästen Kavität. Die erzeugten Späne waren häufig verformt, was auf mangelhaften Spanabtransport als mutmaßliche Hauptursache für den Kraftanstieg hindeutete. Das Kraftniveau war aufgrund von Fließspanbildung beim Tauchfräsen von CuZn37 gegenüber segmentierter Spanbildung bei der Bearbeitung von CuZn42 und CuZn21Si3P erhöht. Aufgrund der geringen Stabilität des Prozesses wurde der Fokus für die weiteren

Untersuchungen auf die Analyse und Vermeidung der Radialkraftüberhöhung gesetzt. Als maßgebliche Prozesseingangsgrößen wurden die Werkzeuggeometrie sowie die Schnittparameter Pitch p und Vorschub f_z identifiziert.

Als Grundlage für die Prozessoptimierung wurden anschließend die Ursache-Wirkzusammenhänge analysiert, die den Herausforderungen zugrunde lagen. Mangelhafter Spanabtransport wurde als Hauptursache für die geringe Prozessstabilität identifiziert. Die direkte Zufuhr des Kühlschmierstoffs durch den Werkzeugschaft verbesserte den Spanabtransport soweit, dass die Radialkraft über die Dauer eines Schnitts konstant blieb. Die Spanform wurde ohne den Einfluss der Kavität in Analogieuntersuchungen im gebundenen Schnitt analysiert. Eine systematische Optimierung der Schnittparameter und geometrischer Stellgrößen am Werkzeug im Realprozess erfolgte unter stabilen Prozessbedingungen mit direkter Kühlschmierstoffzufuhr. Dort wurden mit einer Varianzanalyse die Einflüsse einzelner Größen der Werkzeuggeometrie untersucht.

Auf diesen Ergebnissen und der Literatur aufbauend wurde ein Gestaltungsmodell entwickelt, das Gestaltungsrichtlinien für die Werkzeug- und Prozessauslegung enthält. Ein Bestandteil davon war ein Prognosemodell für die Radialkraft. Zur Auflösung des Zielkonflikts zwischen möglichst hoher Produktivität und ausreichender Bearbeitungsgenauigkeit wurde dem Prognosemodell eine maximal zulässige Radialkraft eingegeben, anhand derer bei bekannter Werkzeuggeometrie die Schnittparameter berechnet wurden. Die Validierung des Gestaltungsmodells ergab eine Steigerung des Zeitspanvolumens um 292% bei gleichwertiger Bauteilqualität im Vergleich zu einem nicht optimierten industrienahen Prozess. Durch Anwendung des Gestaltungsmodells wurde die Grenze der erzielbaren Produktivität bei ausreichender Prozesssicherheit gegenüber dem Stand der Technik maßgeblich gesteigert. Diese Validierung sollte unter industriellen Bedingungen und mit weiteren Werkstoffen wiederholt werden, um das Nutzenpotential und den anwendbaren Bereich des Gestaltungsmodells besser bewerten zu können.

7.2 Ausblick

Outlook

Die Erkenntnisse aus dieser Arbeit bieten einen pragmatischen Ansatz zur systematischen Auslegung von stabilen Prozessen für das Tauchfräsen von bleifreien Messingwerkstoffen. In dieser Arbeit wurde das Herstellen stabiler Bearbeitungsbedingungen ohne Werkzeug- bzw. Eckenausbrüche höher priorisiert als die Minimierung des kontinuierlich fortschreitenden Werkzeugverschleißes. Der praktische Nutzen des Gestaltungsmodells kann durch die Ergänzung von Erkenntnissen aus Verschleißuntersuchungen zum Einfluss von Schneidstoffen, Beschichtungen, Schneidkantenpräparation und Kühlschmiermedien unter den Bedingungen der industriellen Massenfertigung erweitert werden. Der Zielkonflikt bei der Gestaltung der Schneidenecke zwischen geringer Werkzeugabdrängung, geringem Werkzeugverschleiß und ausreichender

Sicherheit gegen Eckenausbrüche kann durch die gezielte Analyse jedes Einzelfalls individuell aufgelöst werden. Methodisch ist dafür aufgrund der branchenüblich hohen Stückzahlen die Erfassung und Auswertung von Massendaten in der realen Fertigung prädestiniert.

Aufgrund der Eingriffskinematik beim Tauchfräsen findet im Bereich der Schneidenecke zweiflankige Spanbildung mit geringen Spannungsdicken statt, die mutmaßlich Einfluss auf die Spanform und damit auf die Prozessstabilität hat. Eine weiterführende Untersuchung dieses Aspekts ermöglicht eine vorteilhaftere Auslegung der Schneidenecke und der Spankammern.

Für die Erstellung des Gestaltungsmodells wurde der Werkzeugdurchmesser von $d = 2 \text{ mm}$ und der Vorschubweg bei $l_f = 14 \text{ mm}$ konstant belassen. In weiterführenden Untersuchungen kann die Gültigkeit des Modells auf weitere Bauteilgeometrien übertragen werden, die zumeist größere Abmessungen aufweisen. Auch die Übertragbarkeit auf weitere in der Elektroindustrie relevante Werkstoffe wie reines Kupfer, Kupfer-Tellur-Werkstoffe, Kupfer-Beryllium-Legierungen und Zinknetlegierungen kann untersucht werden. Aufgrund der hohen zerspantechnologischen Anforderungen des hier untersuchten Tauchfräsprozesses und des nachfolgenden Innenräumprozesses ist es darüber hinaus denkbar, die Prozessfolge zur Fertigung der Kavitäten zu substituieren. Dazu kommen die Drahtfunken- oder Senkerosion oder das Kaltmassivumformen in Frage. Zur Beibehaltung einer hohen Produktivität kann alternativ durch eine Umgestaltung der Verbindungselemente zukünftig auf die Fertigung durch Stanz- und Biegeprozesse umgestellt werden.

Weiterhin wurden im Zeitverlauf der Erstellung dieser Arbeit einige Messingwerkstoffe entwickelt, die durch werkstofftechnologische Ansätze eine Verbesserung der Zerspanbarkeit bei gleichzeitig günstigen Gebrauchseigenschaften erreichen. Ein tieferes Verständnis der bei der Spanbildung dieser Werkstoffe relevanten Ursache-Wirkzusammenhänge kann die Entwicklung geeigneter Werkzeuge unterstützen und so einen weiteren Beitrag zur industriellen Etablierung bleifreier Messing am Markt leisten.

Summary and Outlook

As electrification and digitalization progress, the importance of electrotechnical connection elements is growing. In feed-through terminal blocks, the cables are screwed into a rectangular cavity, which is produced by the process sequence of drilling, plunge milling and broaching. In the mass production of these components, the lateral displacement of the plunge milling tool is critical for the final internal broaching process, as the broaching tools do not have sufficient rigidity to compensate for geometric deviations due to their small dimensions. For legal reasons, the brass materials used to manufacture these components may no longer contain lead in the future. Compared to the lead-containing free-cutting brasses currently used, the machining of lead-free brasses results in increased cutting force components and unfavorable chip shapes. When plunge milling lead-free brass materials, process reliability is also limited by tool breakage.

Plunge milling is an established method for opening deep cavities in the production of components for the aerospace industry and in tool and mold making. In the electrical industry application considered here, however, very small cavities with aspect ratios of up to $l/d = 7$ are produced in a few cuts with a tool diameter of $d = 2$ mm. Such a process for machining lead-free brasses is necessary for the conversion of materials in the electrical industry, but there are no systematic studies on this. The aim of this work was therefore to enable a systematic tool and process design for the plunge milling of lead-free brass materials based on the analysis of relevant cause-and-effect relationships.

In the first step, a machinability analysis was carried out with the lead-free brass materials CuZn37, CuZn42 and CuZn21Si3P to identify the machining technology challenges. Using tools available on the market that are used for plunge milling leaded brass, unstable process conditions were created. The radial cutting force component increased by a factor of five to ten to a maximum during a cut. This caused tool breakage and lateral displacement of the plunge-milled cavity. The chips produced were often deformed, indicating inadequate chip evacuation as the suspected main cause of the increase in force. The force level was increased due to flow chip formation during plunge milling of CuZn37 compared to segmented chip formation during machining of CuZn42 and CuZn21Si3P. Due to the low stability of the process, the focus for further investigations was placed on the analysis and avoidance of the radial force increase. The tool geometry and the cutting parameters pitch p and feed rate f_z were identified as relevant process input variables.

The cause-and-effect relationships underlying the challenges were then analyzed as a basis for process optimization. Poor chip evacuation was identified as the main cause of the low process stability. The direct supply of cooling lubricant through the tool shank improved chip evacuation to such an extent that the radial force remained constant over the duration of a cut. The chip shape was analyzed without the influence of the cavity in analysis tests in the bound cut. A systematic optimization of the cutting

parameters and geometric control variables on the tool in the real process was carried out under stable process conditions with a direct supply of cooling lubricant. The influences of individual variables of the tool geometry were investigated with a variance analysis.

Based on these results and the literature, a design model was developed that contains design guidelines for tool and process design. One component of this was a prediction model for the radial force. To resolve the conflict of objectives between the highest possible productivity and sufficient machining accuracy, a maximum permissible radial force was entered into the prediction model, which was used to calculate the cutting parameters for a known tool geometry. The validation of the design model resulted in a 292% increase in metal removal rate with equivalent component quality compared to a non-optimized industrial process. By applying the design model, the limit of achievable productivity with sufficient process reliability was significantly increased compared to the state of the art. This validation should be repeated under industrial conditions and with other materials in order to better evaluate the potential benefits and the applicable range of the design model.

The findings from this work offer a pragmatic approach to the systematic design of stable processes for the plunge milling of lead-free brass materials. In this work, the creation of stable machining conditions without tool or corner chipping was prioritized higher than the minimization of continuously progressing tool wear. The practical benefits of the design model can be extended by adding findings from wear studies on the influence of cutting materials, coatings, cutting edge preparation and cooling lubricants under the conditions of industrial mass production. The conflict of objectives in the design of the cutting edge corner between low tool displacement, low tool wear and sufficient safety against corner breakage can be resolved individually by specifically analyzing each case. Methodologically, the collection and evaluation of mass data in real production is predestined for this due to the high quantities customary in the industry.

Due to the engagement conditions during plunge milling, two-flank chip formation with low chip thicknesses occurs, which presumably has an influence on the chip shape and thus on the process stability. Further investigation of this aspect can enable a more advantageous design of the cutting edge corner and the chip chambers.

For the creation of the design model, the tool diameter of $d = 2$ mm and the feed path of $lf = 14$ mm were left constant. In further investigations, the validity of the model can be transferred to other component geometries, most of which have larger dimensions. The transferability to other materials relevant in the electrical industry such as pure copper, copper-tellurium materials, copper-beryllium alloys and wrought zinc alloys can also be investigated. Due to the high machining requirements of the immersion milling process investigated here and the subsequent internal broaching process, it is also conceivable to substitute the process sequence for manufacturing the cavities. Wire spark or die sinking EDM and cold forging could be used for this purpose.

Alternatively, in order to maintain a high level of productivity, it will be possible to switch to production using stamping and bending processes in the future by redesigning the connecting elements.

Furthermore, in the course of writing this thesis, a number of brass materials were developed that achieve an improvement in machinability with simultaneously favorable machinability properties through material technology approaches. A deeper understanding of the cause-and-effect relationships relevant to the chip formation of these materials can support the development of suitable tools and thus make a further contribution to the industrial establishment of lead-free brass on the market.

8 Literaturverzeichnis

References

- [ADIN19] Adinamis, G.; Gorsler, F.; Estelle, A.: High speed machining of brass rod alloys. In: *MM Science Journal*, 2019, Bd. 04, S. 3277-3284
- [AL-A08] Al-Ahamad, M.: Industrialisation de procédé: Contribution à la maîtrise de l'opération de tréflage ou fraisage vertical. Approches analytique et expérimentale. Diss. ParisTech, 2008
- [ALBR60] Albrecht, P.: New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process. Part I, The Ploughing-Process in Metal Cutting. In: *Transactions of the ASME*, 82. Jg., 1960, S. 348-358
- [ALTI04] Altintas, Y.; Weck, M.: Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding. In: *CIRP Annals*, 53. Jg., 2004, Bd. 2, S. 619-642
- [ALTI06] Altintas, Y.; Ko, J. H.: Chatter Stability of Plunge Milling. In: *CIRP Annals*, 55. Jg., 2006, Bd. 1, S. 361-364
- [ASTM77] Norm ASTM E618: Test Method for Evaluating Machining Performance of Ferrous Metals using an Automatic Screw/Bar Machine, 1977
- [ATSU11] Atsumi, H.; Imai, H.; Li, S.; Kondoh, K.; Kousaka, Y.; Kojima, A.: High-strength, lead-free machinable α - β duplex phase brass Cu-40Zn-Cr-Fe-Sn-Bi alloys. In: *Materials Science and Engineering: A*, 2011, Bd. 529, S. 275-281
- [AURU20] Aurubis AG: Werkstoff Datenblatt CuZn42 BlueBrass, Stolberg, 2020
- [AYTE18] Aytekin, K.: Characterization of machinability in lead-free brass alloys. Degree Projekt in materials design and engineering. Stockholm, 2018
- [BAIE21a] Baier, S.; Schraknepper, D.; Bergs, T.: Entwicklung angepasster Werkzeuge und Prozesse zur Steigerung der Produktivität und Prozesssicherheit beim Fräsen innovativer bleifreier Kupferwerkstoffe. Schlussbericht zu IGF-Vorhaben Nr. 20029 N, 2021
- [BAIE21b] Baier, S.; Kokozinski, L.; Schraknepper, D.; Bergs, T.: Tool geometry analysis for plunge milling of lead-free CuZn-alloys. In: *ESAFORM 2021 International Conference on Material Forming*, Liège, Belgium, 2021
- [BAIE22] Baier, S.; Brans, K.; Schraknepper, D.; Bergs, T.: Experimental optimization of tool geometry and lubricoolant supply in plunge milling

- of lead-free Brass. In: Copper Alloys 2022 Conference Proceedings, 2022, S. 4-7
- [BAUR14] Baur, M.: Aktives Dämpfungssystem zur Ratterunterdrückung an spanenden Werkzeugmaschinen. Entwurf und experimentelle Validierung. Dissertation TU München, 2014
- [BIND18] Binder, R.: Stabilitätsverhalten einer Werkzeugmaschine. Masterarbeit TU Graz, 2018
- [BÖGE11] Böge, A.: Handbuch Maschinenbau. Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik. 20. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, , 2011
- [BOUL49] Boulger, W.; Shaw, M. L.; Johnson, H. E.: Constant Pressure Lathe Test for Measuring the Machinability of Free-Machining Steels. In: Transactions of the ASME, 1949, Bd. 71, S. 431-438
- [BOUL51] Boulger, W.; Moorhead, H. A.; Gavey, T. M.: Superior Machinability of MX Steel Explained. In: Iron Age, 1951, Bd. 67, S. 90-95
- [BOWD43] Bowden, F. P.; Tabor, D.: The lubrication by thin metallic films and the action of bearing metals. In: Journal of Applied Physics, 14. Jg., 1943, S. 141-151
- [BOWD50] Bowden, F. P.; Tabor, D.: The friction and lubrication of solids. Oxford: Clarendon Press, 1950
- [BOWE82] Bowers, J. E.: Recent progress in the development of brass alloys. In: Metallurgica, 1982, Bd. 49, S. 55-60
- [BRÄU09] Bräutigam, V.; Kautz, M.; Gaag, N.; Geise, J.: Innovative Messinglegierung für anspruchsvolle bleifreie Gussanwendungen. Düsseldorf: Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie, 2009
- [BRIN99] Brinksmeier, E.; Walter, A.; Janssen, R.; Diersen, P.: Aspects of cooling lubrication reduction in machining advanced materials. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 213. Jg., 1999, Bd. 8, S. 769-778
- [BROK18] Brokamp, R.: Abbildung von geräumten Klemmen. Persönliche Mitteilung, 2018
- [BUND19] Verordnung über die Qualität von Wasser für den menschlichen Gebrauch i.d.F.v. 10.03.2016 zuletzt geändert durch Art. 1 V v. 20.12.2019. TrinkwV, 2019
- [BUND20] Verordnung über die Überlassung, Rücknahme und umweltverträgliche Entsorgung von Altfahrzeugen. AltfahrzeugV, 18.11.2020

- [BUSH17] Bushlya, V.; Johansson, D.; Lenrick, F.; Ståhl, J.-E.; Schultheiss, F.: Wear mechanisms of uncoated and coated cemented carbide tools in machining lead-free silicon brass. In: *Wear*, 376-377. Jg., 2017, S. 143-151
- [CZAP62] Czaplicki, L.: L'usabilité et la coupe des métaux. In: *Res. Roy. Soc. Belg. Ing.*, 1962, Bd. 12, S. 708-736
- [DAMI10] Damir, A.; Ng, E.-G.; Elbestawi, M.: Force prediction and stability analysis of plunge milling of systems with rigid and flexible work-piece. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 54. Jg., 2010, Bd. 9-12, S. 853-877
- [DANI13] Danis, I.; Wojtowicz, N.; Monies, F.; Lamesle, P.; Lagarrigue, P.: Cutting Conditions and Surface Integrity During Dry Plunge-milling of a Wrought Magnesium Alloy. In: *Procedia Engineering*, 63. Jg., 2013, S. 36-44
- [DANI14] Danis, I.; Wojtowicz, N.; Monies, F.; Lagarrigue, P.: Influence of dry plunge-milling conditions on surface integrity of magnesium alloys. In: *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems*, 7. Jg., 2014, Bd. 2/3, S. 141
- [DANI16] Danis, I.; Monies, F.; Lagarrigue, P.; Wojtowicz, N.: Cutting forces and their modelling in plunge milling of magnesium-rare earth alloys. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 84. Jg., 2016, Bd. 9-12, S. 1801-1820
- [DATA23] DATAtab: F-Verteilung Tabelle. URL: <https://datatab.de/tutorial/f-verteilung>, 2023
- [DATA83] Data, S.; Ikeno, S.: Titel unbekannt. In: *Journal of the Japan Copper and Brass Research Association*, 1983, Bd. 22, S. 44-51
- [DAVI01] Davis, J. R.: Copper and copper alloys. In: *ASM specialty handbook*, Materials Park, OH: ASM International, 2001
- [DAVI73] Davies, D. W.: Improved Free-Machining Leaded Brass. In: *Journal of the Institute of Metals*, 1973, Bd. 101, S. 125-137
- [DAVI75] Davies, D. W.: Improving Copper Machining. In: *Electrical Review*, 14. Jg., 1975, Bd. 2, S. 185-186
- [DEGN93] Degner, W.; Lutze, H.; Smejkal, E.: *Spanende Formung. Theorie, Berechnung, Richtwerte*. 13. Aufl. München: Hanser, 1993
- [DENK14] Denkena, B.; Biermann, D.: Cutting edge geometries. In: *CIRP Annals*, 63. Jg., 2014, Bd. 2, S. 631-653

- [DESE70] Deselaers, L.: Untersuchung der Zerspangkraftkomponenten beim Umfangsfräsen mit Hartmetall. Diss. Karlsruhe, 1970
- [DEUT01a] Deutsches Kupferinstitut: Messing. Ein moderner Werkstoff mit langer Tradition. Düsseldorf, 2001
- [DEUT01b] Deutsches Kupferinstitut: Von Messing profitieren. Drehteile im Kostenvergleich. URL: Düsseldorf, 2020
- [DEUT07] Deutsches Kupferinstitut: Kupfer-Zink-Legierungen (Messing und Sondermessing). Informationsdruck i.5. Düsseldorf, 2007
- [DEUT10] Deutsches Kupferinstitut: Richtwerte für die spanende Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen. Informationsdruck i.18, Düsseldorf. 2010
- [DEUT18a] Deutsches Kupferinstitut: Die Bedeutung von REACH für Bleiprodukte. Düsseldorf, 2018
- [DEUT18b] Deutsches Kupferinstitut: Aufnahme von Blei in die REACH SVHC-Kandidatenliste. Informationspflichten für Hersteller und Lieferanten von Halbzeugen und anderen Erzeugnissen aus bleihaltigen Kupferlegierungen. Düsseldorf, 2018
- [DEUT20] Deutsches Kupferinstitut: Die Auswirkungen von Bismut als Bleiersatz. Düsseldorf, 2020
- [DEUT56] Deutsches Kupferinstitut: Die spanabhebende Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen. Berlin, 1956
- [DIEH19] Diehl Metall Stiftung & Co. KG: Material Datasheet Alloy 023. URL: https://www.diehl.com/cms/files/Diehl_Metall_Messing_Material_Datasheet_023.pdf, Röthenbach a. d. Pegnitz, 2019
- [DIEH20] Diehl Stiftung & Co. KG: Metallpreise. URL: <https://www.diehl.com/metall/de/support-center/metallpreise/>, Stand: 31.12.2020, Röthenbach a. d. Pegnitz, 2020
- [DIN20] Norm DIN CEN/TS 13388:2020-09: Kupfer und Kupferlegierungen, 2020
- [DIN81] Norm DIN 6583:1981-09: Begriffe der Zerspantechnik. Standbegriffe, 1981
- [DIN82] Norm DIN 6584:1982-10, Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen, 1982
- [DIN85] Norm DIN 6580:1985-10: Begriffe der Zerspantechnik, 1985
- [DÖBB17] Döbbeler, B.; Klocke, F.: Process Oriented Choice of Lubricant Pressure and Volume Flow to Increase Machining Process Efficiency. In: Procedia Manufacturing, 8. Jg., 2017, S. 361-368

- [EISE00] Eisenblätter, G.: Trockenbohren mit Vollhartmetallwerkzeugen. Dissertation RWTH Aachen, 2000
- [ELEC21] Electric Automation Network S.L.: UK 5 3004016 PHOENIX CONTACT Durchgangsklemme. URL: <https://www.electricautomationnetwork.com/de/phoenixcontact/uk-5-3004016-phoenix-contact-durchgangs-reihenklemme-anschlussart-schraub-anschluss-querschnitt-02-mm2->, Stand: 08.05.2021
- [ENVI02] Environmental Protection Agency: Safety of Public Water Systems. The Safe Drinking Water Act. In: Public Health Act, 2002
- [ENVI11] Environmental Protection Agency: Reduction of Lead in Drinking Water Act. In: Public Health Act, 2011
- [ESSE06] Essel, I.: Machinability enhancement of non-lead free cutting steels. Dissertation RWTH Aachen, 2006
- [ESSI10] Essig, C. A.: Vorhersage von Spanbruch bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide mit Hilfe schädigungsmechanischer Ansätze. Dissertation RWTH Aachen, 2010
- [EURO00] Richtlinie 2000/53/EG des Europäischen Parlaments und des Rates vom 18. September 2000 über Altfahrzeuge, 21.10.2000
- [EURO03] Richtlinie 2002/95/EG des Europäischen Parlaments und des Rates vom 27. Januar 2003 zur Beschränkung der Verwendung bestimmter gefährlicher Stoffe in Elektro- und Elektronikgeräten. RoHS 1, 27.01.2003
- [EURO06] Verordnung (EG) Nr. 1907/2006 des Europäischen Parlaments und des Rates vom 18. Dezember 2006 zur Registrierung, Bewertung, Zulassung und Beschränkung chemischer Stoffe (REACH), zur Schaffung einer Europäischen Chemikalienagentur, zur Änderung der Richtlinie 1999/45/EG und zur Aufhebung der Verordnung (EWG) Nr. 793/93 des Rates, der Verordnung (EG) Nr. 1488/94 der Kommission, der Richtlinie 76/769/EWG des Rates sowie der Richtlinien 91/155/EWG, 93/67/EWG, 93/105/EG und 2000/21/EG der Kommission. REACH-Verordnung, 30.12.2006
- [EURO11] Richtlinie 2011/65/EU des Europäischen Parlaments und des Rates vom 8. Juni 2011 zur Beschränkung der Verwendung bestimmter gefährlicher Stoffe in Elektro- und Elektronikgeräten. RoHS 2, 01.07.2011
- [EURO18a] Delegierte Richtlinie (EU) der Kommission vom 1.3.2018 zur Änderung - zwecks Anpassung an den wissenschaftlichen und technischen Fortschritt - des Anhangs III der Richtlinie 2011/65/EU des

- Europäischen Parlaments und des Rates hinsichtlich einer Ausnahme für Blei als Legierungselement in Kupfer, 01.03.2018
- [EURO18b] Anhang der Delegierten Richtlinie der Kommission zur Änderung - zwecks Anpassung an den wissenschaftlichen und technischen Fortschritt - des Anhangs III der Richtlinie 2011/65/EU des Europäischen Parlaments und des Rates hinsichtlich einer Ausnahme für Blei als Legierungselement in Kupfer, 01.03.2018
- [EURO20] European Chemicals Agency: Liste der für eine Zulassung in Frage kommenden besonders besorgniserregenden Stoffe. Veröffentlicht gemäß Artikel 59 Absatz 10 der REACH-Verordnung. URL: <https://echa.europa.eu/de/candidate-list-table>. Stand: 09.04.2020
- [FORS17] Deutsche Forschungsgemeinschaft: MAK- und BAT-Werte-Liste 2017. Maximale Arbeitsplatzkonzentrationen und Biologische Arbeitsstofftoleranzwerte. Weinheim: Wiley-VCH, 2017
- [GANE81] Gane, N.: The effect of lead on the friction and machining of brass. In: Philosophical Magazine A, 43. Jg., 1981, Bd. 3, S. 545-566
- [GOTT14] Gottstein, G.: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik. Physikalische Grundlagen. 4. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2014
- [GREI90] Greif, M.: Hochgeschwindigkeitsfräsen von Kupferlegierungen. Technologische Einflussgrößen und Randzoneneigenschaften. Dissertation TU Darmstadt, 1990
- [HENK63] Henkin, A.; Datsko, J.: The influence of physical properties on machinability. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1963, Bd. 85, S. 321-327
- [HERZ14] Herzhoff, S.: Werkzeugverschleiß bei mehrflankiger Spanbildung. Dissertation RWTH Aachen, 2014
- [HOFM05] Hofmann, U.; Ababneh, M.; Scharf, M.; Vogt, H. M.: Messing und Stahl auf dem Prüfstand. Ein Vergleich der Zerspanbarkeit. In: Werkstatt und Betrieb, 2005, S. 93-97
- [HOFM18] Hofmann, U.; Nobel, C.; Baier, S.; Buchkremer, S.; Döbbeler, B.; Klocke, F.: Über den Einfluss von Werkstoffkennwerten auf das Spanbruchverhalten von bleiarmem Messing. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 49. Jg., 2018, Bd. 6, S. 753-768
- [HOPP03] Hoppe, S.: Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting. Dissertation RWTH Aachen, 2003
- [HUAN20] Huang, N.; Krebs, E.; Baumann, J.; Zhou, Y.; Wu, S.; Biermann, D.: Experimental investigation on influence of engagement angle

- and tool geometry on plunge milling. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 108. Jg., 2020, Bd. 5-6, S. 1973-1981
- [IMAI08] Imai, H.; Kondoh, K.; Katano, G.; Kosaka, Y.; Kojima, A.: Characteristics of Lead-Free P/M Cu60-Zn40 Brass Alloys with Graphite. In: Transactions of JWRI, 2008, Bd. 37, S. 51-55
- [IMAI09] Imai, H.; Li, S.; Atsumi, H.; Kosaka, Y.; Kojima, A.; Umeda, J.; Kondoh, K.: Mechanical Properties and Machinability of Extruded Cu-40%Zn Brass Alloys with Bismuth via Powder Metallurgy Process. In: Transactions of JWRI, 2009, Bd. 38, S. 25-30
- [IMAI10a] Imai, H.; Kosaka, Y.; Kojima, A.; Li, S.; Kondoh, K.; Umeda, J.; Atsumi, H.: Characteristics and machinability of lead-free P/M Cu60-Zn40 brass alloys dispersed with graphite. In: Powder Technology, 2010, Bd. 198, S. 417-421
- [IMAI 10b] Imai, H.; Li, S.; Atsumi, H.; Kosaka, Y.; Kojima, A.; Kondoh, K.: Development of Lead-Free Machinable Brass with Bismuth and Graphite Particles by Powder Metallurgy Process. In: Materials Transactions, 2010, Bd. 51, S. 855-859
- [ISLE71] Isler, P.; Barbezat, G.; Form, W.: New Chip-Length INdex. In: Metals Materials, 1971, Bd. 5, S. 265-266
- [ISO93] Norm ISO 3685: Tool-life testing with single-point turning tools, 1993
- [JANI45] Janitzky, E. J.: Machinability of plain carbon, alloy and austenitic steels and its relation to yield strength ratio when tensile strengths are similar. In: Transactions of the ASME, 1945, Bd. 66, S. 649-652
- [JOHA19] Johansson, J.; Persson, H.; Ståhl, J.-E.; Zhou, J.-M.; Bushlya, V.; Schultheiss, F.: Machinability Evaluation of Low-Lead Brass Alloys. In: Procedia Manufacturing, 38. Jg., 2019, S. 1723-1730
- [JOHA22] Johansson, J.; Alm, P.; M'Saoubi, R.; Malmberg, P.; Ståhl, J.-E.; Bushlya, V.: On the function of lead (Pb) in machining brass alloys. Lund University, 2022
- [KATO14] Kato, H.; Nakata, S.; Ikenaga, N.; Sugita, H.: Improvement of Chip Evacuation in Drilling of Lead-Free Brass Using Micro Drill. In: International Journal of Automation Technology, 8. Jg., 2014, Bd. 6, S. 874-879
- [KESS20] Kessner, A.: Die Prüfung der Bearbeitbarkeit der Metalle. In: Werkstatt-Technik, 1920, Bd. 24, S. 633-639

- [KIEN52] Kienzle, O.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spannenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. In: VDI-Z, 94. Jg., 1952, Bd. 11/12, S. 299-305
- [KLAS15] Klassert, A.: Bismut in der Metallurgie von Kupfer und seinen Legierungen. Industrieworkshop Bismuth, Düsseldorf, 2015
- [KLEI07] Klein, A.: Spiral bevel and hypoid gear tooth cutting with coated carbide tools. Dissertation RWTH Aachen, 2007
- [KLOC04] Klocke, F.; Essel, I.: Basics of HPC and Mechanical and Thermal Characteristics. In: Byrne, G.; Klocke, F. (Hrsg.): International Conference High Performance Cutting. Aachen, Germany, October 19 - 20, 2004 ; CIRP HPC Conference. Aachen, 2004, S. 29-44
- [KLOC07] Klocke, F.; Lung, D.; Gerschwiler, K.; Abouridouane, M.: Scaling Effects of the Cutting Edge Rounding on the Minimum Uncut Chip Thickness and 3D FE Modeling in Drilling. In: Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, 2007
- [KLOC08] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 1. Drehen, Fräsen, Bohren. 8. Aufl. Berlin: Springer, 2008
- [KLOC09] Klocke, F.; Gerschwiler, K.; Abouridouane, M.: Size effects of micro drilling in steel. In: Production Engineering, 3. Jg., 2009, Bd. 1, S. 69-72
- [KLOC16] Klocke, F.; Nobel, C.; Veselovac, C.: Influence of Tool Coating, Tool Material, and Cutting Speed on the Machinability of Low-Leaded Brass Alloys in Turning. In: Materials and Manufacturing Processes, 31. Jg., 2016, Bd. 14, S. 1895-1903
- [KLOC18] Klocke, F.: Fertigungsverfahren 1. Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide. 9. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2018
- [KO07] Ko, J. H.; Altintas, Y.: Time domain model of plunge milling operation. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture, 47. Jg., 2007, Bd. 9, S. 1351-1361
- [KO14] Ko, J. H.: Time Domain Prediction of Side and Plunge Milling Stability Considering Edge Radius Effect. In: Procedia CIRP, 14. Jg., 2014, S. 153-158
- [KOEN61] Koenigsberger, F.; Sabberwal, A. J. P.: An investigation into the cutting force pulsations during milling operations. In: International Journal of Machine Tool Design and Research, 1961, Bd. 1-2, S. 15-33

- [KÖHL10] Köhler, J.: Berechnung der Zerspankräfte bei variierenden Spannungsquerschnittsformen. Dissertation Universität Hannover, 2010
- [KOND08] Kondoh, K.; Imai, H.; Umeda, J.; Kosaka, Y.; Kojima, A.: Environmentally Benign Brass Alloys Dispersed with Graphite Particles Fabricated via Solid-State Sintering Process. In: Transactions of JWRI, 2008, Bd. 37, S. 87-89
- [KOND09] Kondoh, K.; Imai, H.; Kosaka, Y.; Kojima, A.; Umeda, J.: Machinable Cu-40%Zn Composites Containing Graphite Particles by Powder Metallurgy Process. In: Journal of Metallurgy, 2009, Bd. 1, S. 1-4
- [KÖNI82] König, W.; Erinski, D. P.: Untersuchung der Zerspanbarkeit von Kupfergußlegierungen. Abschlussbericht AiF Forschungsvorhaben Nr. 4572. Aachen, 1982
- [KROP05] Kropp, P.: Einsatzpotentiale von Messing. In: Metall, 59. Jg., 2005, Bd. 11, S. 717-719
- [KUYU96] Kuyucak, S.; Sahoo, M.: A Review of the Machinability of Copper-Base Alloys. In: Canadian Metallurgical Quarterly, 35. Jg., 1996, Bd. 1, S. 1-15
- [LAF06] La Fontaine, A.; Keast, V. J.: Compositional distributions in classical and lead-free brasses. In: Materials Characterization, 57. Jg., 2006, Bd. 4-5, S. 424-429
- [LAKN18] Lakner, T.; Klocke, F.: Steigerung der Produktivität beim Fräsen durch die zielgerichtete Zufuhr des Kühlschmierstoffs mit Hochdruck. Schlussbericht AiF-Vorhaben 18401 N. 2018
- [LAKN21] Lakner, T.: High-Pressure Cutting Fluid Supply in Milling. Dissertation RWTH Aachen, 2021
- [LATS07] Latscha, H. P.; Klein, H. A.: Anorganische Chemie. Chemie-Basiswissen I. 9. Aufl. Berlin: Springer, 2007
- [LI00] Li, Y.; Liang, S.; Petrof, R.; Seth, B.: Force Modelling for Cylindrical Plunge Cutting. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 16. Jg., 2000, Bd. 12, S. 863-870
- [LI11a] Li, S.; Kondoh, K.; Imai, H.; Atsumi, H.: Contribution of Ti addition to characteristics of extruded Cu40Zn brass alloy prepared by powder metallurgy. In: Materials & Design, 2011, Bd. 32, S. 192-197

- [LI11b] Li, S.; Kondoh, K.; Imai, H.; Atsumi, H.: Fabrication and properties of lead-free machinable brass with Ti additive by powder metallurgy. In: *Powder Technology*, 2011, Bd. 205, S. 242-249
- [LIAN15] Liang, Y.; Ren, J.; Zhang, D.; Li, X.; Zhou, J.: Mechanics-based feedrate scheduling for multi-axis plunge milling. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 79. Jg., 2015, Bd. 1-4, S. 123-133
- [LU10] Lu, J. P.; X.H. Li, X. H.: *Metallographic atlas of processed copper and copper alloy*. CentralSouth University Press, 2010
- [MANT72] Mantle, E. C.: Super grade Free-Machining brass. In: *Copper*, 1972, Bd. 3, S. 11-13
- [MARQ04] Marquardt, H.; Schäfer, H.: *Lehrbuch der Toxikologie*. 2. Aufl. Stuttgart: Wissenschaftliche Verlagsgesellschaft, 2004
- [MART13] Martinez-Hernandez, M.; Juarez-HernandezA.; González-Rivera, C.; Hernandez-Rodriguez, M.: Bismuth segregation and crack formation on a free lead yellow brass tap. In: *Engineering Failure Analysis*, 2013, Bd. 28, S. 63-68
- [MART41] Martellotti, M.: An Analysis of the milling Process. In: *Transactions of the ASME*, 63. Jg., 1941, S. 677-700
- [MERC45a] Merchant, M. E.: Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. In: *Journal of Applied Physics*, 16. Jg., 1945, Bd. 6, S. 318-324
- [MERC45b] Merchant, M. E.: Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. In: *Journal of Applied Physics*, 16. Jg., 1945, Bd. 5, S. 267-275
- [MINI06] Industrial Standard of the People's Republic of China SJ/T 11365-2006. Testing Methods for Hazardous Substances in Electronic Information Products, 11.06.2006
- [MINI23] Minitab LLC: Effektediagramme für Faktoriellen Versuchsplan analysieren. Pareto-Diagramm. URL: <https://support.minitab.com/de-de/minitab/20/help-and-how-to/statistical-modeling/doe/how-to-factorial/analyze-factorial-design/interpret-the-results/all-statistics-and-graphs/effects-plots/>, Stand: 26.08.2023
- [MONI17] Monies, F.; Danis, I.; Bes, C.; Cafieri, S.; Mongeau, M.: A new machining strategy for roughing deep pockets of magnesium-rare earth alloys. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 92. Jg., 2017, Bd. 9-12, S. 3883-3901

- [MURA71] Murata, R.; Takeyama, H.: Study on Machinability of Free Machining Brass. In: Journal of the Japan Copper and Brass Research Association, 11. Jg., 1971, Bd. 1, S. 70-77
- [NOBE13] Nobel, C.; Klocke, F.: Entwicklung einer Hochleistungszerspanung für schwerzerspanbare bleifreie Kupferknet- und -gusslegierungen. Schlussbericht zu IGF-Vorhaben 16867 N. Aachen, 2013
- [NOBE14] Nobel, C.; Klocke, F.; Lung, D.; Wolf, S.: Machinability Enhancement of Lead-free Brass Alloys. In: Procedia CIRP, 14. Jg., 2014, S. 95-100
- [NOBE16a] Nobel, C.; Klocke, F.: Entwicklung angepasster Werkzeuge und Bearbeitungsstrategien zur Steigerung der Produktivität und Prozesssicherheit bei der Gewindeherstellung und beim Bohren von schwer zerspanbaren bleifreien Kupferwerkstoffen. Schlussbericht zu dem IGF-Vorhaben 17953N. Aachen, 2016
- [NOBE16b] Nobel, C.: Drehbearbeitung bleiarmer Kupfer-Zink-Legierungen. Dissertation RWTH Aachen, 2016
- [OPIT69] Opitz, H.; Diederich, N.: Untersuchungen der Ursachen für Abweichungen des Verschleißverhaltens spanabhebender Werkzeuge. Forschungsbericht des Lds. Nordrh.-Westf. Nr. 2043. Köln: Westdeutscher Verlag, 1969
- [OXLE89] Oxley, P. L.: The mechanics of machining. Chichester: Horwood, 1989
- [PARS12] Parsi, A. (Hrsg.): Genormte Kupferwerkstoffe und deren Zerspanbarkeitsgruppen. Frankfurt, 2012
- [PAUC08] Paucksch, E.: Zerspantechnik. Prozesse, Werkzeuge, Technologien. 12. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2008
- [PEKE74] Pekelharing, A. I.: Built-Up Edge (BUE). Is the mechanism understood? In: Annals of the CIRP, 23. Jg., 1974, Bd. 2, S. 206-211
- [RAFA15] Rafanelli, F.; Campatelli, G.; Scippa, A.: Effects of cutting conditions on forces and force coefficients in plunge milling operations. In: Advances in Mechanical Engineering, 7. Jg., 2015, Bd. 6, 1-9
- [RAUC07a] Rauch, M.: Optimisation de la programmation des MOCN. Application aux machines à structure parallèle. Dissertation Nantes, 2007
- [RAUC07b] Rauch, M.; Hascoet, J. Y.: Rough pocket milling with trochoidal and plunging strategies. In: International Journal of Machining and Machinability of Materials, 2. Jg., 2007, Bd. 2, S. 161
- [RAUC11] Rauch, M.; Hascoet, J.-Y.: Selecting a milling strategy with regard to the machine tool capabilities: application to plunge milling. In:

- The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 59. Jg., 2011, Bd. 1-4, S. 47–54
- [REBM18] Rebmann, R.: Abbildung geräumter Klemmen. Persönliche Mitteilung, 2018
- [REDD17] Reddy, V. V.; Vedantha Krishna, A.; Schultheiss, F.; Rosén, B.-G.: Surface topography characterization of brass alloys: Lead brass (CuZn39Pb3) and lead free brass (CuZn21Si3P). In: Surface Topography: Metrology and Properties, 5. Jg., 2017, Bd. 2
- [REET06] Reetz, B.: Mikrostruktur und Eigenschaften stranggepresster sowie kaltverformter Messinglegierungen. Dissertation TU Berlin, 2006
- [REN09] Ren, J.; Yao, C.; Zhang, D.; Xue, Y.; Liang, Y.: Research on tool path planning method of four-axis high-efficiency slot plunge milling for open blisk. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 45. Jg., 2009, Bd. 1-2, S. 101-109
- [ROOS15] Roos, E.; Maile, K.: Werkstoffkunde für Ingenieure. Grundlagen, Anwendung, Prüfung. 5. Aufl. Berlin: Springer, 2015
- [SAIG96] Saigal, A.; Rohatgi, P. K.: Machinability of Cast Lead-Free Yellow Brass Containing Graphite Particles. In: Transactions of the American Foundrymen's Society, 1996, Bd. 104, S. 225-228
- [SAMA89] Samandi, M.; Wise, M. L.: Machinability of Copper Based Alloys. Final Report - Inra Project 384. University of Birmingham, 1989
- [SANG13] Sangermann, H.: Hochdruck-Kühlschmierstoffzufuhr in der Zerspanung. Dissertation RWTH Aachen, 2013
- [SCHU16] Schultheiss, F.; Johansson, D.; Linde, M.; Tam, P. L.; Bushlya, V.; Zhou, J.; Nyborg, L.; Ståhl, J.-E.: Machinability of CuZn21Si3P brass. In: Materials Science and Technology, 32. Jg., 2016, Bd. 17, S. 1744-1750
- [SCHU17] Schultheiss, F.; Johansson, D.; Bushlya, V.; Zhou, J.; Nilsson, K.; Ståhl, J.-E.: Comparative study on the machinability of lead-free brass. In: Journal of Cleaner Production, 149. Jg., 2017, S. 366-377
- [SCHU18] Schultheiss, F.; Windmark, C.; Sjöstrand, S.; Rasmusson, M.; Ståhl, J.-E.: Machinability and manufacturing cost in low-lead brass. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 99. Jg., 2018, Bd. 9-12, S. 2101-2110
- [SCHU86] Schulz, H.; Scherer, J.; Greif, M.: Hochgeschwindigkeitsfräsen von Kupferlegierungen. In: Metall, 1986, Bd. 11, S. 1160-1165

- [SCHU89] Schulz, H.: Hochgeschwindigkeitsfräsen von Kupfer und Kupferlegierungen. Sonderdruck aus dem Buch "Hochgeschwindigkeitsfräsen metallischer und nichtmetallischer Werkstoffe". München: Hanser, 1989
- [SEIM19] Seimann, M.: Prädiktive Werkzeug- u. Prozessauslegung f. d. Räumen v. Nickelbasislegierungen m. Hartmetallwerkzeugen. Dissertation RWTH Aachen, 2019
- [SHIM93] Shimada, S.; Ikawa, N.; Tanaka, H.; Ohmori, G.; Uchikoshi, J.; Yoshinaga, H.: Feasibility Study on Ultimate Accuracy in Microcutting Using Molecular Dynamics Simulation. In: CIRP Annals, 42. Jg., 1993, Bd. 1, S. 91–94
- [SØRB06] Sørby, K.; Tønnessen, K.: High-pressure cooling of face-grooving operations in Ti6Al4V. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 220. Jg., 2006, Bd. 10, S. 1621-1627
- [SPUR61] Spur, G.: Beitrag zur Schnittkraftmessung beim Bohren mit Spiralbohrern unter Berücksichtigung der Radialkräfte. Dissertation TU Braunschweig, 1961
- [STOD79] Stoddart, C.; Lea, C.; Dench, W. A.; Green, P.; Pettit, H. R.: Relationship between lead content of Cu-40Zn, machinability and swarf surface composition determined by Auger electron spectroscopy. In: Metals Technology, 6. Jg., 1979, Bd. 1, S. 176-184
- [SWIS16] SwissMEM: China RoHS 2 mit breitem Geltungsbereich. URL: <https://www.swissmem.ch/de/aktuelles/detailansicht/news/china-rohs-2-mit-breitem-geltungsbereich.html>, 2016
- [TAGU87] Taguchi, G.: System of experimental design. Engineering methods to optimize quality and minimize costs. White Plains, NY: Kraus International, 1987
- [TAHA12] Taha, A.; El-Mahallawy, N. A.; Hammouda, R. M.; Moussa, T. M.; Gheith, M. H.: Machinability characteristics of lead free-silicon brass alloys as correlated with microstructure and mechanical properties. In: Ain Shams Engineering Journal, 2012, Bd. 3, S. 383-392
- [THIE90] Thiele, E. W.; Kundig, K. J. A.; Murphy, D. W.; Saloway, G.; Duffin, B.: Comparative Machinability of Brasses, Steels and Aluminum Alloys. CDA's Universal Machinability Index. In: SAE Technical Paper Series. Warrendale, PA, United States, 1990
- [TLUS75] Tlusty, J.; MacNeil, P.: Dynamics of cutting forces in end milling. In: CIRP Annals, 1975, S. 21-25

- [TÖNS11] Tönshoff, H. K.; Denkena, B.: Spanen. Grundlagen. 3. Aufl. Berlin: Springer, 2011
- [TOUL16] Toulfatzis, A. I.; Pantazopoulos, G. A.; Paipetis, A. S.: Microstructure and properties of lead-free brasses using post-processing heat treatment cycles. In: *Materials Science and Technology*, 32. Jg., 2016, Bd. 17, S. 1771-1781
- [TOUL18] Toulfatzis, A.; Pantazopoulos, G.; David, C.; Sagris, D.; Paipetis, A.: Final Heat Treatment as a Possible Solution for the Improvement of Machinability of Pb-Free Brass Alloys. In: *Metals*, 8. Jg., 2018, Bd. 8, S. 575
- [TWAR95] Twarog, D. L.: Modified Red Brass With Bismuth and Selenium: Research Results. In: *Transactions of the American Foundrymen's Society*, 1995, Bd. 103, S. 451-461
- [UHLM18] Uhlmann, E.; Kuche, Y.; Polte, J.; Polte, M.: Influence of cutting edge micro-geometry in micro-milling of copper alloys with reduced lead content. In: *Procedia CIRP*, 77. Jg., 2018, S. 662-665
- [UHLM19] Uhlmann, E.; Kuche, Y.; Polte, M.; Hutmacher, T.: Kupferlegierungen im Fokus der Hochpräzisionszerspanung. In: *Mikroproduktion*, 17. Jg., 2019, Bd. 1, S. 16-21
- [ULRI01] Ulrich, H.: Systemorientiertes Management. Das Werk von Hans Ulrich. Gekürzte Studienausg. Bern: Haupt, 2001
- [ULRI76] Ulrich, P.; Hill, W.: Wissenschaftstheoretische Grundlagen der Betriebswirtschaftslehre. In: *Wirtschaftswissenschaftliches Studium: Zeitschrift für Ausbildung und Hochschulkontakt*, 5. Jg., 1976, Bd. 7+8
- [ULRI84] Ulrich, H.; Dyllick, T.; Probst, G.: Management. (Reihe: Schriftenreihe Unternehmung und Unternehmungsführung, Bd. 13). Bern: Haupt, 1984
- [UMWE18] Umweltbundesamt: Bewertungsgrundlage für metallene Werkstoffe im Kontakt mit Trinkwasser. Metall-Bewertungsgrundlage. Bad Elster, 2018
- [UNIV23] Universität Zürich: F-Test. URL: https://www.methodenberatung.uzh.ch/de/datenanalyse_spss/unterschiede/varianzen/ftest.html, Stand: 18.07.2023
- [VETT04] Vettors, K.: Formeln und Fakten im Grundkurs Mathematik. 4. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2004
- [VOGL04] Vogler, M.; DeVor, R.; Kapoor, S.: On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling. Part I: Surface

- Generation. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering, 126. Jg., 2004, Bd. 4, S. 685-694
- [VOGT16] Vogtel, P.: Außenräumen von Nickelbasislegierungen mit Hartmetall-Werkzeugen. Dissertation RWTH Aachen, 2016
- [WAKA02] Wakaoka, S.; Yamane, Y.; Sekiya, K.; Narutaki, N.: High-speed and high-accuracy plunge cutting for vertical walls. In: Journal of Materials Processing Technology, 127. Jg., 2002, Bd. 2, S. 246-250
- [WALL07] Walley, S. M.: Shear Localization: A Historical Overview. In: Metallurgical and Materials Transactions A, 38. Jg., 2007, Bd. 11, S. 2629-2654
- [WALL64] Wallbaum, H. J.: Kupfer. In: Börnstein, L. (Hrsg.): Zahlenwerte und Funktionen. Band IV, 2. Teil. Berlin: Springer, 1964, S. 639-890
- [WECK06] Weck, M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen 5. Messtechnische Untersuchung und Beurteilung, dynamische Stabilität. 6. Aufl. Berlin: Springer, 2006
- [WEIß15] Weißbach, W.; Dahms, M.; Jaroschek, C.: Werkstoffkunde. Strukturen, Eigenschaften, Prüfung. 19. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015
- [WHIT95] Whiting, L. V.; Sahoo, M.: Modified Red Brass With Bismuth: A Literature Review and Analysis. In: Transactions of the American Foundrymen's Society, 1995, Bd. 103, S. 395-413
- [WIEL20a] Wieland Werke AG: Wieland-SW1. CuZn21Si3P Bleifreies Sondermessing. Ulm, 2020
- [WIEL 20b] Wieland Werke AG: Metallinformation. Metallpreise allgemein. URL: <https://www.wieland.com/de/services/metallinformation#tab-general>, Stand: 31.12.2020
- [WIEL20c] Wieland Werke AG: Werkstoffdatenblatt Wieland-M57. CuZn42 Bleifreies Messing. Ulm, 2020
- [WIEL98] Wieland Werke AG: Wieland-Kupferwerkstoffe. Herstellung, Eigenschaften und Verarbeitung. 6. Aufl. Ulm, 1998
- [WILL70a] Williams, J. E.; Smart, E. F.; Milner, D. R.: The metallurgy of machining. Part II: the cutting of single-phase, two-phase and some free-machining alloys. In: Metallurgica, 1970, Bd. 81, S. 51-59
- [WILL 70b] Williams, J. E.; Smart, E. F.; Milner, D. R.: The metallurgy of machining. Part I: basic considerations and the cutting of pure metals. In: Metallurgica, 1970, Bd. 81, S. 3-10

- [WITT12] Witty, M.; Bergs, T.; Schäfer, A.; Cabral, G.: Cutting Tool Geometry for Plunge Milling–Process Optimization for a Stainless Steel. In: *Procedia CIRP*, 1. Jg., 2012, S. 506-511
- [WITT14] Witty, M.: Prozessauslegung für das Tauchfräsen tiefer Kavitäten. Dissertation RWTH Aachen, 2014
- [WOBK11] Wobker, H.-G.; Friedrich, T.; Denenka, B.; Köhler, J.; Grove, T.: Entwicklung von Lösungen für die spanende Bearbeitung einer entzinkungsbeständigen, bleifreien Kupfer-Zink-Legierung. In: *Metall*, 65. Jg., 2011, Bd. 11, S. 493-497
- [WOLF79] Wolfenden, A.; Wrighth, P. K.: Role of lead in free-machining brass. In: *Metals Technology*, 6. Jg., 1979, Bd. 1, S. 297-302
- [WORL00] World Health Organization: Air quality guidelines for Europe. 2nd ed. Copenhagen: World Health Organization, Regional Office for Europe, 2000
- [WORL19] World Health Organization: Exposure to lead. A major public health concern, 2019
- [YANG18] Yang, C.; Ding, Z.; Tao, Q. C.; Liang, L.; Ding, Y. F.; Zhang, W. W.; Zhu, Q. L.: High-strength and free-cutting silicon brasses designed via the zinc equivalent rule. In: *Materials Science and Engineering: A*, 723. Jg., 2018, S. 296-305
- [YANG20] Yang, C.; Yang, Y.; Liang, L.; Lin, G.: Tailoring chip morphology by correlating the microstructure and dynamic yield strength in turning of lead-free silicon brasses. *Journal of Manufacturing Processes*, 53, 420-430. In: *Journal of Manufacturing Processes*, 53. Jg., 2020, S. 420-430
- [ZHUA12] Zhuang, K.; Zhang, X. M.; Zhang, X. J.; Ding, H.: Force Prediction in Plunge Milling of Inconel 718. In: Hutchison, D. et al. (Hrsg.): *Intelligent robotics and applications. 5th International Conference, ICIRA 2012, Montreal, QC, Canada, October 3-5, 2012, Proceedings; Part II*. Berlin: Springer, 2012, S. 255-263
- [ZHUA13] Zhuang, K.; Zhang, X.; Zhang, D.; Ding, H.: On cutting parameters selection for plunge milling of heat-resistant-super-alloys based on precise cutting geometry. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 213. Jg., 2013, Bd. 8, S. 1378-1386
- [ZHUA18] Zhuang, K.; Zhu, D.; Ding, H.: An analytical cutting force model for plunge milling of Ti6Al4V considering cutter runout. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94. Jg., 2018, Bd. 9-12, S. 3841-3852

- [ZHUO15] Zhuo, H.-O.; Tang, J.-C.; Xue, Y.-Y.; Ye, N.: Preparation of lead-free free-cutting graphite brasses by graphitization of cementite. In: Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 25. Jg., 2015, Bd. 10, S. 3252-3257
- [ŽIVK11] Živković, D.; Begović, E.; Kostov, A.; Ekinović, S.: Lead-free alternatives for traditional free machining brasses. In: Marković, D. (Hrsg.): 43rd International October Conference on Mining and Metallurgy. Kladovo, Serbien, 2011, S. 224-227
- [ZOGH20] Zoghipour, N.; Tascioglu, E.; Atay, G.; Kaynak, Y.: Machining-induced surface integrity of holes drilled in lead-free brass alloy. In: Procedia CIRP, 87. Jg., 2020, S. 148-152
- [ZOGH21] Zoghipour, N.; Atay, G.; Kaynak, Y.: Modeling and optimization of drilling operation of lead-free brass alloys considering various cutting tool geometries and copper content. In: Procedia CIRP, 102. Jg., 2021, S. 246-251

